



Departamento de Mecánica de Medios Continuos y
Teoría de Estructuras

TRABAJO FIN DE GRADO

ANÁLISIS EXPERIMENTAL Y NUMÉRICO DEL PROCESO DE PERFORACIÓN DE ALUMINIO EN ENSAYOS DE PUNZONADO DINÁMICO

Autor: **Iago Funes Vecino**

Tutor: **Ángel Arias Hernández**

Titulación: **Grado en Ingeniería en Tecnologías Industriales**

Leganés, Junio de 2015

AGRADECIMIENTOS

En primer lugar, dar las gracias a mis padres por ser uno de los pilares fundamentales para haber podido alcanzar esta meta, y más importante todavía, ser quien soy. Sin su apoyo incondicional y su aliento en los malos momentos no habría podido llegar hasta aquí. Este trabajo como símbolo de dedicación, perseverancia y esfuerzo es en parte suyo. Agradecer a mi hermano Manuel, su apoyo y sobre todo su comprensión, él ha sido el que mejor ha comprendido mis problemas y el que me ha podido ayudar en ocasiones al estar estudiando algo similar. A ellos tres, decirles que les quiero, y que han sido fundamentales para conseguir lo que he conseguido.

A mis tíos Antonia y Víctor, también por su apoyo y reconocimiento, pero sobre todo por saber quitar importancia a los problemas y ver la parte buena de las situaciones.

A mis abuelos, en particular a mi abuela Charo, por saber darme aliento y apoyo en la distancia. Sabe que la quiero y que aunque nos veamos poco durante el año siempre la tengo presente.

A Sandra por apoyarme, por saber distraerme cuando lo necesitaba y por todos los momentos que hemos vivido hasta ahora, inolvidables e irrepetibles. Sin ella no hubiese podido llegar hasta aquí, la quiero, y le agradezco todo lo que ha hecho por mí.

Finalmente al Departamento de Medios Continuos y Teoría de Estructuras, por haber hecho posible llevar a cabo este trabajo. En particular a los técnicos, David y Sergio, por haberme ayudado en todo lo posible para llevar a cabo mis ensayos y por haberme hecho sentir tan a gusto como lo han hecho y de los que me llevo una muy buena relación.

Para terminar, mi más sincero agradecimiento a mi tutor, el profesor Ángel Arias, quien ha hecho posible que disfrutase de la beca que he disfrutado y que llevase a cabo este trabajo, todo ello junto a él, y adquiriendo conocimientos que no hubiese podido obtener de cualquier otra manera. Y en particular a Daniel, mi director, y antiguo compañero. Quien ha dedicado muchísimo tiempo a ayudarme y quien me ha transferido una gran cantidad de conocimientos, valores y experiencia, y del que me llevo una mejor amistad de la que teníamos antes.

A todas estas personas, y a aquellas que no he nombrado pero han colaborado para poder realizar este trabajo, quedo infinitamente agradecido.

ÍNDICE

RESUMEN.....	5
ABSTRACT	6
CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN.....	7
1.1. MOTIVACIÓN.....	7
1.2. OBJETIVOS.....	8
1.3. APORTACIONES ORIGINALES.....	9
1.4. ESTRUCTURA DEL PROYECTO FIN DE GRADO.	9
CAPÍTULO 2. ESTADO DEL ARTE	11
2.1. ALUMINIOS EN LA INDUSTRIA.....	11
2.1.1. ANTECEDENTES HISTORICOS.....	11
2.1.2. OBTENCIÓN DE ALUMINIO DESDE EL MINERAL.....	11
2.1.4. ALEACIONES DE ALUMINIO.....	12
2.1.5. NOMENCLATURA DE LOS TRATAMIENTO TÉRMICOS.	14
2.1.6. USOS FRECUENTES.	16
2.1.7. ALEACIONES 2024-T3 Y 5754.	17
2.2. COMPORTAMIENTO TERMOVISCOPLÁSTICO DE LOS MATERIALES.....	18
2.2.1. INTRODUCCIÓN.....	18
2.2.2. TEORÍA DE LAS DISLOCACIONES.....	18
2.2.3. ECUACIONES CONSTITUTIVAS.....	20
2.2.4. MODELIZACIÓN DEL COMPORTAMIENTO TERMOVISCOPLÁSTICO.	21
2.2.4.1. CRITERIO DE PLASTIFICACIÓN.....	21
2.2.4.2. LEYES DE ENDURECIMIENTO.....	23
2.2.4.3. CRITERIO DE FALLO.	25
2.2.4.4. MODELOS DE DAÑO ACOPLADOS.....	28
2.2.4.5. MODELOS DE DAÑO DESACOPADOS.....	28
2.3. ENSAYOS EXPERIMENTALES DE PERFORACIÓN.....	31
2.4. METODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS.....	33
CAPÍTULO 3. ENSAYOS EXPERIMENTALES DE IMPACTO EN TORRE DE CAIDA	34
3.1. INTRODUCCIÓN.....	34
3.2. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL.....	35
3.2.1. DISEÑO DEL ÚTIL PARA ENSAYOS HASEK EN TORRE DE CAIDA.	35
3.2.2. GEOMETRÍA Y CARACTERÍSTICAS DEL PERCUTOR Y PROBETAS EMPLEADAS.....	39
3.3. RESULTADOS EXPERIMENTALES Y DISCUSIÓN.....	40

3.3.1. ANALISIS DE LOS DATOS EXPERIMENTALES OBTENIDOS.	40
3.3.2. MODO DE DEFORMACIÓN Y FALLO.	49
CAPÍTULO 4. MODELIZACIÓN NUMÉRICA DEL COMPORTAMIENTO	
TERMOVISCOPLÁSTICO.....	58
4.1. INTRODUCCIÓN.....	58
4.2. DEFINICIÓN DE LA GEOMETRÍA DE LAS PROBETAS, PERCUTOR Y CONDICIONES DE CONTORNO.	58
4.3. DEFINICIÓN DE MATERIALES.....	62
CAPÍTULO 5. VALIDACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO Y ANÁLISIS DE RESULTADOS	
NUMÉRICOS	66
5.1. INTRODUCCIÓN.....	66
5.2. VALIDACIÓN EN TÉRMINOS DE CURVAS FUERZA – DESPLAZAMIENTO.....	66
5.3. ANÁLISIS DE LA DEPENDENCIA DE LA DEFORMACIÓN DE FALLO CON EL PARÁMETRO DE LODE.	70
CAPÍTULO 6. CONCLUSIONES	72
6.1. INTRODUCCIÓN.....	72
6.2. ACTIVIDADES REALIZADAS.	72
6.3. CONCLUSIONES.	73
TRABAJOS FUTUROS.....	75
CONTRIBUCIONES REALIZADAS.....	76
BIBLIOGRAFÍA	80
ANEXO 1. TABLAS DE CONFIGURACIONES	83
ANEXO 2. ARCHIVO INP DEL MODELO NUMÉRICO DE PROBETA TIPO C2 2 m/s.....	84

RESUMEN

En los últimos años, en muchos campos de la ingeniería se han realizado estudios exhaustivos sobre el comportamiento de las aleaciones de metales con los requisitos fundamentales de las propiedades de peso ligero y la integridad estructural. En particular, las aleaciones de aluminio están siendo ampliamente introducidas en los sectores automovilístico y aeronáutico. Por lo tanto, es necesario un análisis exhaustivo en términos de tensiones aplicadas y realizar predicciones de fallo en estructuras complejas. Esto hace necesario el estudio de los fenómenos de fractura de los metales bajo diferentes condiciones de carga con el fin de proponer un criterio de fractura preciso. Trabajos recientes sobre la fractura cuasi-estática han demostrado que deberían tenerse en cuenta las dependencias de la ductilidad con la triaxialidad y el parámetro de Lode. Sin embargo, esta dependencia no se ha investigado bajo condiciones dinámicas.

De acuerdo a la necesidad de estudio de la influencia de la triaxialidad y el parámetro de Lode con el comportamiento mecánico de estos materiales, en este Trabajo Fin de Grado, se ha llevado a cabo un análisis experimental y numérico del proceso de perforación de probetas de aluminio de aleaciones 2024-T3 (AA 2024-T3) y 5754 (AA 5754). Se ha estudiado el comportamiento de estas aleaciones frente a distintas configuraciones de ensayo de punzonado dinámico. Se han empleado tres geometrías de probeta para cada una de las aleaciones consideradas. Estas geometrías presentan unos valores de triaxialidad y parámetro de Lode asociados. De esta manera se ha analizado la influencia de estos dos parámetros en la deformación de fallo del material.

En primer lugar, se ha desarrollado un procedimiento experimental sobre probetas de AA 2024-T3 y probetas de AA 5754. Se han llevado a cabo ensayos de punzonado dinámico cubriendo un rango de velocidades de impacto desde 0.78 m/s hasta 5 m/s, con una masa constante de 5.635 kg. Para estas condiciones, el rango de energía cinética de impacto comprende desde 1.71 J hasta 70.43 J. Mediante el diseño y fabricación de un útil específico para la realización de estos ensayos se ha asegurado la repetitividad de las condiciones de ensayo. Se ha observado que la AA 2024-T3 tiene un comportamiento más rígido que la AA 5754. Se puede apreciar mayor deflexión máxima alcanzada en las probetas de AA 5754. Esto indica una mayor deformación de fallo que implica un comportamiento más dúctil de esta aleación frente a la AA 2024-T3.

Para una mejor comprensión del proceso de perforación y una mejor evaluación de la influencia de la triaxialidad y el parámetro de Lode, se ha implementado un modelo numérico representativo de los ensayos realizados sobre la AA 2024-T3. El comportamiento de este material se ha definido a partir de un criterio de plastificación J2 Von Mises, una ley de endurecimiento Johnson-Cook y un criterio de fallo Johnson-Cook. Este modelo ha sido validado con ensayos experimentales en términos de curvas fuerza-desplazamiento. A partir de los resultados aportados por las simulaciones numéricas se ha analizado la dependencia de la deformación de fallo con el parámetro de Lode, lo que ha permitido desarrollar una modificación en el criterio de fallo añadiendo un término dependiente con el parámetro de Lode.

ABSTRACT

In recent years, many engineering fields require a comprehensive study of the behaviour of metal alloys with the fundamental requirements of lightweight properties and structural integrity. In particular, aluminium alloys are being widely introduced for building automobile and aircraft structures. Thus, an exhaustive effort has been applied in order to conduct stress analysis and perform failure predictions on complex structures. This makes necessary to study the fracture phenomena of metals under different load conditions in order to propose accurate fracture criterion. Recent work on quasi-static fracture has shown that the dependence of ductility on the stress triaxiality and Lode parameter must be accounted for, but this dependence has not been investigated in the dynamic conditions.

In order to study the influence of the triaxiality and the Lode parameter on the mechanical behavior of these materials, in this Work Order Degree, it has been performed an experimental and numerical analysis for the perforation process of aluminum 2024-T3 (AA 2024-T3) and aluminum 5754 (AA 5754) specimens. The behavior of these materials against different dynamic punching test configuration has been studied. Each geometry shows a specific value of triaxiality and Lode parameter. By this way, the dependency of the failure plastic strain on these parameter has been analyzed.

First of all, in this Work Order Degree, a specific experimental procedure has been developed over AA 2024-T3 and AA 5754 specimens. Dynamic punching experimental tests have been performed, in a drop tower weight machine. It has been covered a velocity range from 0.78 m/s up to 5m/s, and a constant mass value of 5.635kg. Thus, for this conditions, the energy range goes from 1.71 J up to 70.43 J. A specific tool for performing the tests has been designed and produced for ensuring the repeatability of the tests conditions. A significant difference in terms of deflection has been observed, being AA 5754 the alloy which has the bigger deflection. This fact shows a greater amount of energy absorbed by the specimen, and as a result, this alloy shows a far greater ductile behavior in AA 5754.

Moreover, for understanding better the perforation process and for improving the analysis of the influence of the triaxiality and the Lode parameter, a representative numerical model has been implemented for AA 2024-T3. The behavior of this alloy has been defined from a J2 Von Mises plastifying criterion has been used, as well as a Johnson-Cook hardening law and a Johnson-Cook failure criterion. This model have been validated in terms of force-displacement curves. The curves from numerical model data have been compared against curves from the experimental test data. From the results obtained from the numerical model data, a failure plastic strain dependency on the triaxiality and the Lode parameter it has been analyzed. This has let develop a modification of the failure criterion by adding a term depending on the Lode parameter.

CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN

1.1. MOTIVACIÓN.

La modelización y simulación de procesos es una disciplina que ha empezado a desarrollarse recientemente y que se utiliza en el mundo de la investigación y del I+D. En los últimos años el mundo de la ingeniería ha mostrado un gran interés por la modelización de diversidad de materiales, y por la simulación de muchos de los procesos que se llevan a cabo en la industria. La posibilidad que nos brinda esta metodología para poder simular y evaluar el comportamiento de diversos materiales, hace posible un ahorro en materia prima para hacer los ensayos y un análisis más exhaustivo de los resultados, pudiendo analizar un amplio rango de variables y así obtener unas mejores conclusiones. Es importante resaltar que sin herramientas de modelización y simulación, sería imposible reproducir ciertos ensayos y hacer un análisis de ciertas variables, como por ejemplo, la velocidad de deformación, distribución de tensiones y deformaciones, etc. Por esto existe una necesidad de mejorar los métodos que se utilizan para poder llegar a conseguir unos modelos lo más fieles posibles a la realidad.

El aluminio es uno de los materiales que más se utilizan a día de hoy en la industria aeronáutica y automovilística. Por su buena relación densidad-propiedades mecánicas, el aluminio se posiciona como uno de los materiales más aptos para las dos industrias antes mencionadas.

Diversos estudios han modelizado ciertas aleaciones de aluminio, los criterios de fallo que se han utilizado tradicionalmente se basan en una dependencia directa de la deformación de fallo con la triaxialidad, sin embargo, estudios recientes han evidenciado que no es suficiente la dependencia con la triaxialidad para modelizar el fallo dúctil del material, sino que un parámetro que es significativo a la hora de caracterizar el fallo es el parámetro de Lode, asociado al tercer invariante del tensor desviador de tensiones.

No existe una conclusión clara de su influencia en la deformación de fallo respecto a la triaxialidad, puesto que varios investigadores han demostrado que la deformación equivalente de fallo decrece con el aumento de la triaxialidad, [1], [2] (acero 1045). No obstante, hay otros metales en los que se ha comprobado que para valores bajos de triaxialidad ($0 < \eta < 0.4$) la deformación equivalente de fallo aumenta con la triaxialidad [38; 43] (acero DP600). Por todo esto no se tiene aún ninguna conclusión sobre la influencia de estos dos parámetros en la deformación de fallo.

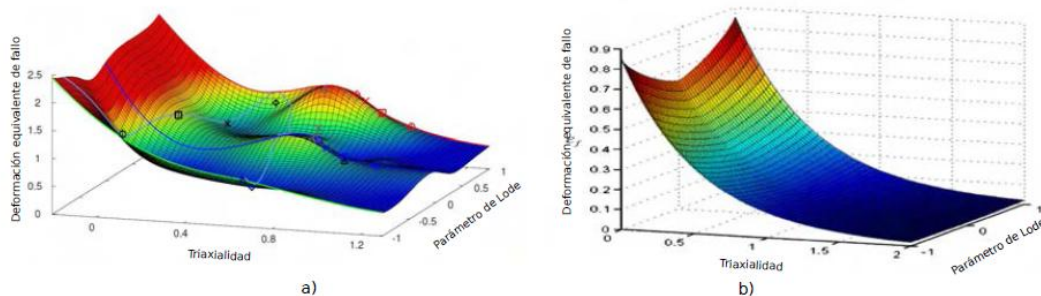


Figura 1. Representación de la deformación equivalente de fallo frente a triaxialidad y parámetro de Lode. a) Acero DP600. b) Acero 1045.

La utilización de modelos predictivos para analizar problemas de impacto necesita de una definición adecuada de la deformación de fallo. Es necesario tener en cuenta la forma del impactador además de la energía de impacto y por lo tanto la masa del impactador y su velocidad de impacto. Destacan los trabajos de Borvik et al. [3-9] y Gupta et al. [10-16] donde se hace referencia a perforaciones de placas con impactadores de diferente geometría [47].

Todos estos estudios se centran en la determinación de un criterio de fallo que represente el comportamiento termo-viscoplástico y el mecanismo de fallo del material a estudio. Sin embargo no existen estudios que evalúen a la vez la dependencia de la deformación de fallo con el parámetro de Lode y la triaxialidad.

1.2. OBJETIVOS.

Como se ha introducido en el apartado anterior, son muchos los investigadores que tratan de modelizar el comportamiento termoviscoplástico de los materiales, especialmente los que son comúnmente utilizados en la industria, como es el caso del aluminio. La modelización del comportamiento de metales frente a condiciones de impacto también ha sido ampliamente investigada. Sin embargo hay aspectos del comportamiento mecánico de los metales en los que la comunidad científica no converge a una misma opinión. Este es el caso de la dependencia de la deformación de fallo con la triaxialidad y el parámetro de Lode.

Con este trabajo se pretende analizar dicha dependencia sometiendo a condiciones de impacto las probetas de dos aleaciones distintas de aluminio, una de la serie 2XXX y otra de la serie 5XXX. Este estudio tiene el objeto de comprobar si tanto la triaxialidad como el parámetro de Lode tienen una influencia directa sobre el comportamiento dúctil de aleaciones de aluminio bajo condiciones de impacto dinámicas.

Además de llevar a cabo ensayos experimentales, se ha desarrollado un modelo numérico que permite modelizar los materiales considerados y simular el proceso de impacto. De esta manera se puede hacer un análisis más exhaustivo de las distintas variables que intervienen en el fallo del material.

Los objetivos considerados en este Trabajo Fin de Grado han sido:

- Análisis de las aportaciones previas de la comunidad científica, Estado del Arte, a la influencia de la triaxialidad y el parámetro de Lode en la deformación equivalente de fallo.
- Desarrollo de un procedimiento experimental que permita analizar la influencia de distintas variables en el comportamiento mecánico de las dos aleaciones.
- Desarrollo de un modelo numérico que reproduzca los ensayos realizados y que permita un análisis más exhaustivo de estos.
- Validación del modelo numérico mediante la comparación de los resultados aportados por el mismo con los resultados experimentales.
- Análisis de la influencia de triaxialidad y parámetro de Lode sobre el comportamiento dúctil de aleaciones de aluminio.

1.3. APORTACIONES ORIGINALES.

Seguidamente se enumeran las contribuciones aportadas durante la realización de este Trabajo Fin de Grado.

- Diseño y fabricación de una modificación sobre el útil, para llevar a cabo ensayos en torre de caída sobre probetas de geometría circular. Este útil garantiza el cumplimiento de las condiciones de contorno requeridas y una mayor universalidad respecto de útiles anteriores.
- Puesta a punto del dispositivo, torre de caída de alta energía, INSTRON CEAST 9300. Este dispositivo es propiedad del Departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras, de la Universidad Carlos III de Madrid.
- Desarrollo e implementación de un procedimiento experimental para realizar ensayos de perforación por medio de un impactador hemisférico en placas con diferentes valores de triaxialidad, pudiendo ver la influencia de la misma en los resultados obtenidos.
- Análisis de la influencia de la velocidad y de la geometría en el comportamiento mecánico de las aleaciones de aluminio 2024-T3 y 5754.
- Desarrollo de un modelo numérico que reproduzca los ensayos llevados a cabo. Se ha calibrado la ley de endurecimiento Johnson-Cook (J-C) y el criterio de fallo Johnson-Cook (J-C) para la aleación de aluminio 2024-T3.
- Discusión de los resultados experimentales y numéricos.

1.4. ESTRUCTURA DEL PROYECTO FIN DE GRADO.

En este apartado se enumeran los capítulos que componen este Trabajo de Fin de Grado, detallando en que consiste cada uno, y en los que se trata de exponer el desarrollo del estudio llevado a cabo.

- **Capítulo 1.** Introducción.
- **Capítulo 2.** Estado del Arte.
En este capítulo se exponen los antecedentes que motivan este Trabajo Fin de Grado. El capítulo está dividido en varios apartados. El primero de ellos trata cuestiones sobre los aluminos, su obtención, las distintas series que existen en función de los aleantes, los tratamientos térmicos y su correspondiente denominación. En segundo lugar se presenta todo lo relacionado con el comportamiento termoviscoplastico de los materiales, ecuaciones constitutivas, teoría de las dislocaciones, leyes de endurecimiento, criterios de fallo, todo ello enfocado a aleaciones de aluminio. Y por último se muestra un apartado en el que se tratan los “Punch Test” que son los ensayos llevados a cabo en este trabajo.
- **Capítulo 3.** Ensayos experimentales de impacto en torre de caída.
En este capítulo se desarrolla el procedimiento experimental que se ha seguido en este trabajo. Se expone el proceso de ajuste y calibrado del dispositivo de torre de caída y el desarrollo del nuevo útil, necesaria para llevar a cabo los ensayos. Se concluye el

apartado con un exhaustivo análisis de los resultados obtenidos, tanto en términos de curvas fuerza-desplazamiento como en términos de extensión de daño generado durante el ensayo en las probetas.

- **Capítulo 4. Modelización numérica de comportamiento termoviscoplastico.**
Aquí se muestra el procedimiento seguido para el desarrollo de un modelo numérico que reproduzca los ensayos llevados a cabo. En él se especifican la ley de endurecimiento y el criterio de fallo utilizados, además del proceso de diseño de las probetas y el percutor. Todo implementado sobre el código comercial *Abaqus/Explicit*.
- **Capítulo 5. Validación del modelo numérico y cotejo de resultados.**
En este capítulo se demuestra la validez del modelo numérico desarrollado comparando las curvas obtenidas en los ensayos experimentales y las obtenidas mediante el modelo numérico.
- **Capítulo 6. Conclusiones.**
Se muestran las conclusiones de los resultados obtenidos en este Trabajo de Fin de Grado.
- **Trabajos futuros.**
Se proponen pautas que podrían mejorar el trabajo llevado a cabo y nuevas líneas por las que se puede seguir para ampliar los resultados de este trabajo.
- **Contribuciones realizadas.**
Se muestran las publicaciones asociadas al Trabajo Fin de Grado.
- **Bibliografía.**
Se exponen las referencias que se han utilizado para realizar este trabajo.
- **Anexo.**
Este capítulo presenta en primer lugar, dos tablas que recogen los detalles de todos los ensayos experimentales llevados a cabo. Además se proporciona como segunda parte de este capítulo el archivo .INP para el caso de probeta Tipo C2 a 2 m/s.

CAPÍTULO 2. ESTADO DEL ARTE

2.1. ALUMINIOS EN LA INDUSTRIA.

2.1.1. ANTECEDENTES HISTORICOS.

El aluminio es el elemento metálico más abundante en la corteza terrestre (8.13%), después del oxígeno y del silicio, el tercero más abundante de todos los elementos en la corteza. Por su afinidad con el oxígeno no se encuentra en su estado elemental, sino que solo se puede encontrar en formas combinadas como óxidos o silicatos.

Su nombre deriva de *alumen*, de la palabra en latín, *alum*. En 1761 L.B.G. de Morveau propuso el nombre de *alúmina* por su base *alum*, en 1787 Lavoisier como un óxido metálico aún por descubrir. En 1807 Sir Humphrey Davy, propuso el nombre de *aluminum* para este metal, y más tarde se acordó dejar esta denominación. Al poco tiempo, el nombre *alminium* fue el adoptado, conforme a la terminación '*ium*' de la mayoría de los elementos, y este es el nombre que se utiliza hoy en día alrededor de todo el mundo. El nombre *aluminum* fue aceptado también en 1925 cuando la sociedad americana de química comenzó a utilizarlo.

Hans Christian Oersted es a quien fue acreditado el hecho de haber sido el primero en preparar aluminio metálico. Lo logró en el año 1825 calentando anhídrido de cloruro de aluminio con potasio amalgamado, y después destilando el mercurio. Frederick Wöhler mejoró el proceso en sus investigaciones entre los años 1827 y 1845 sustituyendo el potasio por una amalgama y desarrollando un método mejor para la deshidratación del aluminio. En 1854 Henri Saint-Claire Deville sustituyó el sodio por el potasio, componente más caro, así usando cloruro de sodio y aluminio en lugar de tan solo cloruro de aluminio, fue el primero en producir cantidades comerciales de aluminio en una planta cerca de París. De este modo varias plantas usando esencialmente este método fueron construidas en Gran Bretaña, pero ninguna de ellas se sobrepuso el nuevo método descubierto en 1886, el proceso electrolítico, que domina la industria desde entonces.

El desarrollo del proceso electrolítico data de 1807, cuando Sir Humphrey Davy trató, sin éxito, electrolizar una mezcla de alúmina y potasa. Más tarde en 1854 Robert Wilhelm Von Bunsen and Sainte-Claire Deville independientemente obtuvieron aluminio por electrolisis de cloruro de aluminio y de sodio, pero este proceso no fue explotado por falta de fuentes tanto económicas como de electricidad. La invención de la dinamo en 1886, fue llave que abrió el camino de este método y más tarde la invención de los procesos modernos.

En 1866 Charles Martin Hall de Oberlin (Ohio) y Paul L.T. Héroult, los dos a la edad de 22 años casualmente, descubrieron y patentaron a la vez un proceso en el que la alúmina era disuelta en Criolita fundida y era descompuesto por electrólisis. Este proceso de reducción, más conocido como proceso Hall-Héroult, ha resistido con éxito todos los intentos de suplantarlos, así, sigue siendo a día de hoy el único método para obtener aluminio en cantidades comerciales.

2.1.2. OBTENCIÓN DE ALUMINIO DESDE EL MINERAL.

La mayoría del aluminio que se produce hoy en día procede de la Bauxita. La única alternativa a este mineral y que se encuentra también como materia prima es la Nefelina, que es un silicato de aluminio y sodio.

El nombre de Bauxita se debe al nombre del pueblo donde fue encontrada por primera vez, Les Baux, al sur de Francia, fue descubierta en 1821. Se trata de un nombre genérico, referido a un mineral o a una mezcla de ellos, ricos en óxidos de aluminio hidratados, formados por otros minerales como nefelina, feldespatos, serpentinas, arcillas, etc. Durante el desgaste los silicatos se descomponen y se producen los productos de esta descomposición como pueden ser sílice, lima, sosa, potasio, etc. Que son lixiviados dejando atrás residuos enriquecidos en alúmina, óxidos de hierro y titanio, pero que aún contienen algo de sílice. En las zonas tropicales el proceso de desgaste es mucho más intenso, y es aquí donde se encuentran los depósitos de bauxita más grandes.

La mayoría de la bauxita contiene entre un 40 y un 60 % de alúmina, ya sea como trihidrato de gibbsita o como monohidratos de bohemita o diáspora. La bohemita prevalece en la bauxita encontrada a lo largo de un amplio cordón situado por la zona mediterránea norte. Estos depósitos se extienden desde España, el sur de Francia, Italia, ex Yugoslavia, Austria hasta Grecia, siendo la base de la industria europea del aluminio.

2.1.4. ALEACIONES DE ALUMINIO.

A continuación se muestran las distintas series de aluminios, exponiendo los principales aleantes y cualidades de cada uno. (Figura 2.1.).

- **SERIE 2XXX**

En estas aleaciones el principal elemento aleante es el cobre, pero a veces también se utiliza magnesio. Las principales características de esta serie son la buena relación dureza-peso y la poca resistencia que ofrecen a la corrosión. Para mejorar las propiedades mecánicas de esta serie se las suele someter a determinados tratamientos térmicos. Después de haber sido sometidas a dichos tratamientos esta serie de aluminios puede ser comparada con algunas aleaciones de acero bajas en carbono. Para hacer frente a la corrosión y sobre todo a la corrosión intergranular, lo que se suele hacer generalmente es proporcionar un galvanizado casi siempre con aleaciones de la serie 6.

La utilización de esta serie está enfocada sobre todo a la industria aeronáutica, pero también se utiliza para las llantas de camiones o en suspensiones de los mismos.

- **SERIE 3XXX**

En estas aleaciones el principal elemento aleante es el magnesio, estas aleaciones tienen un 20% más de dureza que el aluminio puro. Esto es porque el magnesio solo puede añadirse en cantidades que rondan el 1.5%, por esto es por lo que encontramos tan pocas aleaciones de esta serie.

Las principales aplicaciones de esta serie son utensilios que requieran una buena maquinabilidad sin necesidad de altas prestaciones mecánicas, como por ejemplo, utensilios de cocina, mobiliario, señales de tráfico y para aplicaciones arquitectónicas en donde el papel que tengan no sea estructural.

- **SERIE 4XXX**

En estas aleaciones el principal elemento aleante es el silicio, que se añade en cantidades que superan normalmente el 12% para conseguir una disminución de la temperatura de fusión de la aleación. El cometido de estas aleaciones es tener un punto de fusión significativamente más bajo que el resto para así poder usarlas como elemento de soldadura. Esta serie de aleaciones no es tratable térmicamente para mejorar sus propiedades, por lo que se usa para soldar otras aleaciones de series que sí lo son.

Debido al rango de colores que tienen estas aleaciones, de gris a color carbón, están siendo demandadas para la construcción, también propiedades de algunas aleaciones en particular como la 4032 que posee una alta resistencia al desgaste y un bajo coeficiente de dilatación térmica hacen que sea idónea para la fabricación de pistones en motores para automóviles.

- **SERIE 5XXX**

En estas aleaciones el principal elemento aleante es el magnesio y a veces se añade manganeso, cuya función es la de endurecer. A pesar de esto, el magnesio endurece en mayor medida la aleación que el manganeso, y además se puede añadir en mayor proporción. Las propiedades más notables de estas aleaciones son una media-alta dureza debida al endurecimiento por deformación, buena soldabilidad, capacidad de trabajo crítica a bajas temperaturas y buena resistencia a la corrosión.

Las aplicaciones de estas aleaciones son diversas, para componentes arquitectónicos, ornamentos decorativos, infraestructura de iluminación de las ciudades, algunas partes de puentes grúa y de estructuras de automóviles.

- **SERIE 6XXX**

En estas aleaciones se utilizan como aleantes el magnesio y el silicio en las proporciones adecuadas para que se forme Mg_2Si , lo que hace que esta aleación sea tratable térmicamente. Estas aleaciones poseen una alta maquinabilidad, soldabilidad y buena resistencia a la corrosión. A estas aleaciones se las suele someter a ciertos tratamientos térmicos como T4, que lo que hace es endurecer el material, y se complementa con un T6 que es un envejecimiento artificial.

El uso de estas aleaciones suele ser para cuadros de bicicleta, estructuras soldadas, equipos de transporte y ciertos componentes arquitectónicos.

- **SERIE 7XXX**

El principal aleante para esta serie es el zinc, que se añade en en proporciones que oscilan entre el 1 y el 8 %. A veces se añade magnesio también para que se puedan aplicar sobre la aleación tratamientos térmicos. En ocasiones también se añaden cobre o cromo en pequeñas cantidades para mejorar las propiedades mecánicas.

Debido a que estas aleaciones poseen una alta resistencia, se suelen utilizar para las estructuras de los aviones y otras partes que necesiten de un compromiso entre resistencia y ligereza. Otra

de las propiedades que destaca de estas aleaciones es la baja resistencia a la corrosión bajo tensión por lo que se les aplican tratamientos térmicos para contrarrestarla.

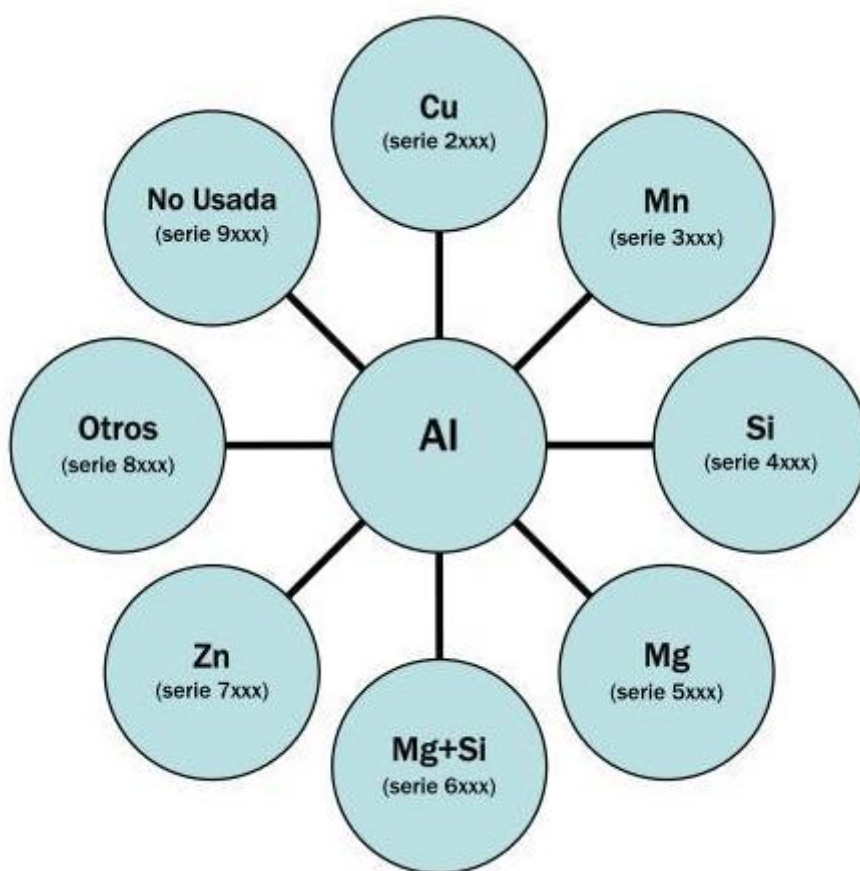


Figura 2.1. Series y aleantes correspondientes para las aleaciones de aluminio.

2.1.5. NOMENCLATURA DE LOS TRATAMIENTO TÉRMICOS.

Se muestran las nomenclaturas correspondientes a los distintos tratamientos térmicos que se pueden suministrar a los metales para que adquieran ciertas propiedades adicionales.

F: Estado bruto. Es el material tal como sale del proceso de fabricación.

O: Recocido. Se aplica a materiales ya sea de forja como de fundición que han sufrido un recocido completo.

O1: Recocido a elevada temperatura y enfriamiento lento.

O2: Sometido a tratamiento termo-mecánico.

O3: Homogeneizado. Esta designación se aplica a los alambres y a las bandas de colada continua, que son sometidos a un tratamiento de difusión a alta temperatura.

W: Solución tratada térmicamente. Se aplica a materiales que después de recibir un tratamiento térmico quedan con una estructura inestable y sufren envejecimiento natural.

H: Estado de Acritud. Materiales a los que se ha realizado un endurecimiento por deformación.

H1. Endurecido por deformación hasta obtener el nivel deseado y sin tratamiento posterior.

H2. Endurecido en exceso por deformación y recocido parcial para recuperar suavidad sin perder ductilidad.

H3. Acritud y estabilizado.

H4. Acritud y lacado o pintado. Son aleaciones endurecidas en frío y que pueden sufrir un cierto recocido en el tratamiento de curado de la capa de pintura o laca dada. En ésta clasificación se usa un segundo dígito (en ocasiones es necesario un tercer dígito) que indica el grado de endurecimiento por deformación.

T: Materiales que han sido endurecidos por tratamiento térmico con o sin endurecimiento por deformación posterior. Las designaciones de W y T solo se aplican a aleaciones de aluminio que provienen de forja o de fundición y que sea posible suministrarles un tratamiento térmico

T1: Enfriado desde un proceso de fabricación realizado a una elevada temperatura y envejecido de forma natural.

T2: Enfriado desde un proceso de fabricación realizado a una alta temperatura, trabajado en frío y envejecido de forma natural.

T3: Solución tratada térmicamente, trabajada en frío y envejecida a temperatura ambiente hasta alcanzar una condición estable.

T4: Solución tratada térmicamente y envejecida a temperatura ambiente hasta alcanzar una condición estable. Es un tratamiento similar a T3 pero sin el trabajo en frío.

T5: Enfriado desde un proceso de fabricación a alta temperatura y envejecida artificialmente.

T6: Solución tratada térmicamente y envejecida artificialmente. Son designados de esta forma los productos que después de un proceso de conformado a alta temperatura (moldeo o extrusión) no son endurecidos en frío sino que sufren un envejecimiento artificial.

T7: Solución tratada térmicamente y sobreenvejecida para su completa estabilización.

T8: térmicamente tratada por disolución, trabajada en frío y envejecida artificialmente.

T9: Solución tratada térmicamente, envejecida artificialmente y trabajada en frío.

T10: Enfriado desde un proceso de fabricación realizado a una elevada temperatura, trabajado en frío y envejecido artificialmente hasta una condición sustancialmente estable.

Existen variantes del estado T, a estas variantes se les añaden a la T dos dígitos y en ocasiones tres. Estos dígitos son específicos para cada producto y se usan para estado de alivio de tensiones residuales en productos fabricados mediante el proceso de forja.

2.1.6. USOS FRECUENTES.

Las aleaciones de aluminio tienen una gran influencia en la industria, destacando sobre todo en la industria aeronáutica y en la automoción. Haciendo referencia a la industria aeronáutica y como ejemplo representativo, se estima que el 61% de la estructura de un Airbus A380 está fabricada en aleaciones de aluminio. [17; 18].

El siguiente gráfico muestra los porcentajes de los materiales que han sido utilizados para la fabricación del A380. El incremento de la utilización del aluminio viene a raíz de las políticas que se están llevando a cabo para la reducción de consumo de combustibles fósiles, tratando de reducir el consumo de los transportes que lo utilizan, y en el caso de la utilización de aleaciones de aluminio, para reducir el peso de las aeronaves.

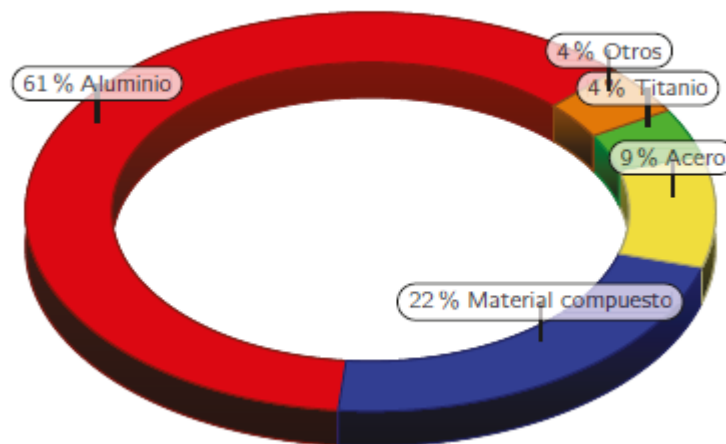


Figura 2.2. Diagrama de los materiales empleados para la fabricación de un Airbus A380.

Así mismo, la industria automovilística se ha visto obligada a seguir las mismas líneas de desarrollo para reducir las emisiones. Como dato significativo, la industria europea del automóvil afirma que se ha duplicado la cantidad de aluminio empleada en la fabricación de vehículos automóviles durante la última década.

Las principales aleaciones de aluminio utilizadas en aplicaciones para el automóvil son sobre todo las series 5 y 6. Otros campos en los que se emplean estas series y también las 2 y 7 son en defensa y marina. La utilización de la serie 5 para estos fines está motivada por la poca

complejidad para trabajar estas aleaciones, que no necesitan ningún tratamiento térmico posterior y que además el coste de la maquinaria para trabajar no es elevado.

2.1.7. ALEACIONES 2024-T3 Y 5754.

A continuación se exponen las dos aleaciones de aluminio empleadas en este Trabajo Fin de Grado.

- Aleación de aluminio 2024-T3 (AA 2024-T3).

Es una de las aleaciones más comúnmente utilizada en la industria aeroespacial, se trata de una aleación de aluminio, cuyos principales aleantes son cobre y magnesio. En ocasiones, y sobre todo cuando el aluminio va a ser extruido, se añade una pequeña cantidad de zirconio y titanio.

Cr	Cu	Fe	Mg	Mn	Si	Ti	Zn
0.1	3.8–4.9	0.5	1.2–1.8	0.3–0.9	0.5	0.15	0.25

Tabla 2.1. Composición en % en peso de la AA 2024-T3.

Estos aleantes proporcionan una gran resistencia al material, aunque la presencia del cobre también reduce su resistencia a la corrosión. Además, esta aleación se encuentra endurecida por una solución sólida tratada térmicamente, trabajada en frío y envejecida a temperatura ambiente hasta llegar a la estabilidad.

Las principales cualidades de esta aleación son una buena maquinabilidad, un buen acabado superficial y una buena relación resistencia-peso.

Se utiliza principalmente, en componentes aeronáuticos, motores, aplicaciones estructurales, munición o incluso en aplicaciones veterinarias y equipamiento ortopédico.

- Aleación de aluminio 5754 (AA 5754).

La aleación de aluminio 5754 es una de las aleaciones pertenecientes a la serie Al-Mg 5xxx. Su principal aleante es el magnesio, y en ocasiones se le añade manganeso para endurecer la aleación.

Mg	Mn	Si	Cr	Zn	Fe	Ti
2.8	0.26	0.03	0.04	0.02	0.32	0.03

Tabla 2.2. Composición en % en peso de la AA 2024-T3.

Esta aleación no ha recibido ningún tratamiento térmico. Las principales cualidad de esta aleación, son una buena soldabilidad, buena capacidad de trabajo bajo condiciones de temperatura extrema y buena resistencia a la corrosión.

2.2. COMPORTAMIENTO TERMOVISCOPLÁSTICO DE LOS MATERIALES.

2.2.1. INTRODUCCIÓN.

Con este apartado se pretende aclarar ciertos aspectos sobre la plasticidad que son fundamentales para comprender el trabajo que se ha llevado a cabo.

Los materiales al ser sometidos a cargas que superan su límite elástico entran en un estado deformacional no reversible, o lo que es lo mismo, experimentan una deformación plástica. Dentro de la plasticidad hay distintas clasificaciones en función del comportamiento del material frente a distintas sollicitaciones. Por lo que se puede diferenciar entre plásticos, viscoplásticos y termoviscoplásticos.

Para hacer una breve introducción histórica de la teoría de la plasticidad; Todo comenzó con Tresca, en 1864 cuando publicó un criterio de plastificación basado en datos experimentales obtenidos de ensayos de punzonado y extrusión. Desde entonces numerosos investigadores han implementado y desarrollado sus propios criterios y teorías partiendo del mismo punto, el criterio de plastificación de Tresca, tales como Saint-Venant, Von Mises o Prandtl y Taylor.

Estas teorías se pueden agrupar básicamente en teorías físicas, que son aquellas que explican la plastificación a nivel microscópico, y las teorías matemáticas, que representan observaciones experimentales e intentan explicar y simular estos resultados experimentales por medio de expresiones matemáticas.

2.2.2. TEORÍA DE LAS DISLOCACIONES.

La teoría de dislocaciones establece que las deformaciones plásticas son permanentes porque a nivel microscópico se producen desplazamientos relativos entre átomos que son estables al cesar la sollicitación, lo que se traduce a nivel macroscópico en una deformación irreversible sobre el material.

Lo que ocurre es la rotura de enlaces entre átomos próximos entre sí y la formación de enlaces nuevos entre átomos contiguos después del movimiento. Al producirse esta rotura de enlaces se eliminan también las tensiones existentes por esos enlaces, y como resultado los átomos no vuelven a la posición previa, adoptando así una nueva posición.

Las dislocaciones son defectos en la estructura cristalina del material, están definidas por el Vector de Burgers, que da la dirección del desplazamiento, y la dirección de propagación más probable es aquella que sea más compacta.

El comportamiento es distinto para materiales con estructuras cristalinas o amorfas. En estructuras cristalinas, como el caso del aluminio, las deformaciones tienen lugar por un proceso denominado *deslizamiento*.

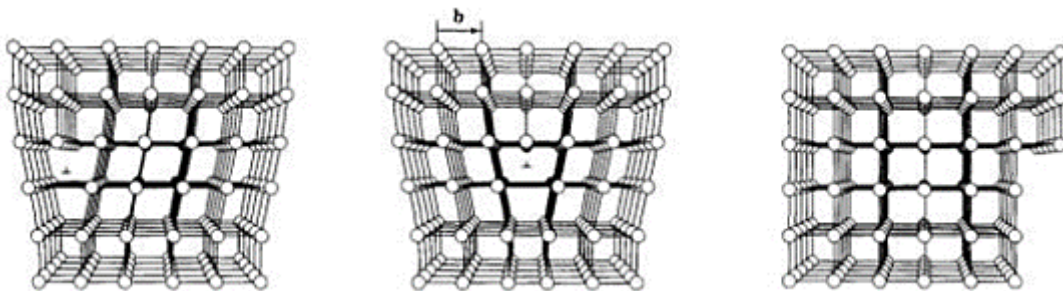


Figura 2.3. Evolución del proceso de deslizamiento en una dislocación de borde.

El proceso de deslizamiento, por el cual se producen las deformaciones plásticas en metales, es debido al desplazamiento de una dislocación a lo largo de un plano. Dentro de las dislocaciones se pueden distinguir tres tipos.

- Dislocación de borde, formada por un plano de átomos adicional además de los que ya componen la estructura del cristal, el vector de Burgers es perpendicular al plano extra, el que contiene la dislocación y paralelo al plano en el que se produce el deslizamiento.
- Dislocación helicoidal, es producto de un esfuerzo de cizalladura. El nombre se debe a que la línea por la que se desplaza la dislocación para por el centro de una espiral que forman los planos atómicos alrededor de dicha línea.
- Dislocación mixta, es aquella que está formada por las dos anteriores.

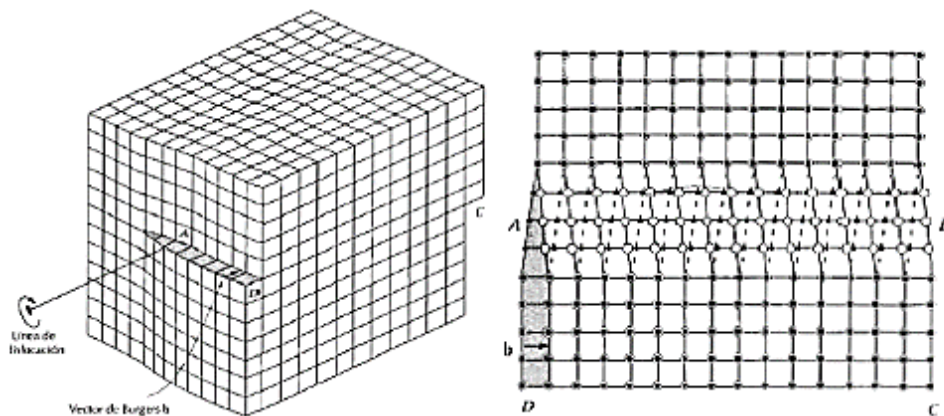


Figura 2.4. Dislocación helicoidal.

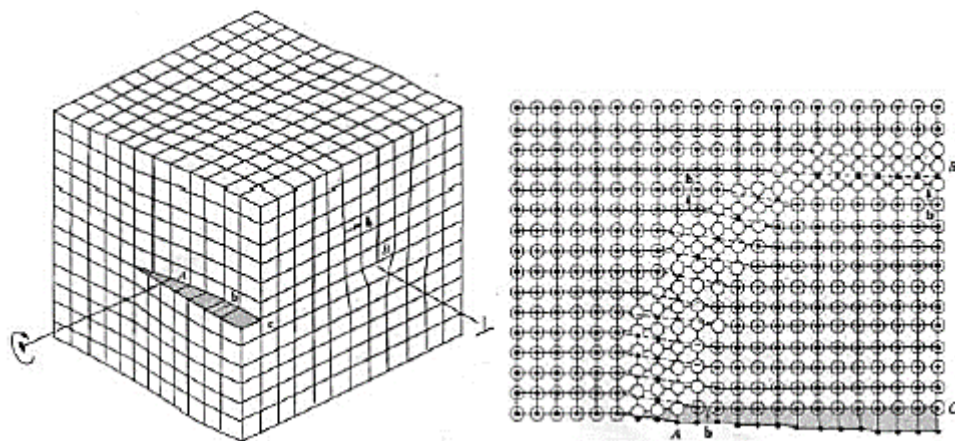


Figura 2.5. Dislocación mixta. En el punto A se puede observar la dislocación de borde, y en el punto B la helicoidal.

2.2.3. ECUACIONES CONSTITUTIVAS.

Una ecuación constitutiva es una expresión matemática que relaciona las variables termodinámicas y mecánicas de un sistema físico. Cada material tiene una ecuación constitutiva que puede definirse mediante estas ecuaciones constitutivas.

$$\sigma = f(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, \theta, \dots) \quad \text{Ecuación 2.1.}$$

Las variables que se incluyen en las ecuaciones constitutivas de cada material dependen de las hipótesis que se consideren, el tipo de material y las condiciones a las que se someta. En función del régimen en el que vaya a estar solicitado el material se empleará una ecuación constitutiva elástica, elastoplástica, viscoelástica, viscoelastoplástica, etc. Conforme aumenten las variables que introducimos o que queremos analizar del sistema, aumentará la complejidad de la ecuación constitutiva.

Estas ecuaciones se pueden clasificar, en función de la procedencia:

- Ecuaciones constitutivas fenomenológicas: Proceden del ajuste de los datos experimentales obtenidos por medio de ecuaciones. Este tipo de ecuaciones se utilizan comúnmente por la facilidad de ajuste de los parámetros que intervienen y por lo tanto no requieren un conocimiento exhaustivo del comportamiento del material.
- Ecuaciones constitutivas basadas en modelos físicos: Estas ecuaciones obtienen resultados más precisos que los de las ecuaciones empíricas, sin embargo resulta mucho más complicado ajustar los parámetros de la ecuación ya que para ello es necesario un conocimiento del comportamiento del material a nivel microscópico.

Otra posible clasificación de las ecuaciones constitutivas es en función de las variables consideradas y los datos de interés:

- Para la conducción de calor:

$$q = -k \nabla T \quad \text{Ecuación 2.2.}$$

- Para el comportamiento termo-mecánico, ecuación matemática mediante la cual se relacionan entre sí las magnitudes mecánicas y termodinámicas más relevantes del sólido, como tensión, deformación, velocidad de deformación, temperatura...

$$f_i(\sigma, \varepsilon, \dot{\varepsilon}, T, \dots) \quad \text{Ecuación 2.3.}$$

- Para la entropía:

$$s = e(\sigma, \varepsilon, T, \mu_i, \dots) \quad \text{Ecuación 2.4.}$$

- Ecuaciones termodinámicas de estado:

$$e = e(\sigma, \varepsilon, T, \dots) \quad \text{Ecuación 2.5.}$$

$$F_i(\rho, T, \mu_i, \dots) = 0 \quad \text{Ecuación 2.6.}$$

2.2.4. MODELIZACIÓN DEL COMPORTAMIENTO TERMOVISCOPLÁSTICO.

A continuación se presentan el criterio de plastificación, la ley de endurecimiento y el criterio de fallo empleados para definir el comportamiento del material.

2.2.4.1. CRITERIO DE PLASTIFICACIÓN.

En el momento en que comienza el proceso de deformación plástica, con esta ecuación se pretende conseguir un correcto análisis del comportamiento del material.

Los criterios de plastificación se encargan, a partir de las tensiones aplicadas sobre el medio continuo, de definir la superficie de plastificación. La superficie de plastificación es el lugar geométrico en el espacio de las tensiones principales donde se hace efectivo dicho criterio de plastificación. Mientras que se apliquen sobre el material cargas por debajo del límite de esta superficie se estarán provocando deformaciones elásticas, sin embargo si se excede, se estaría superando el límite elástico y por lo tanto se produciría una expansión de la superficie de fluencia, lo que se traduce en deformaciones permanentes.

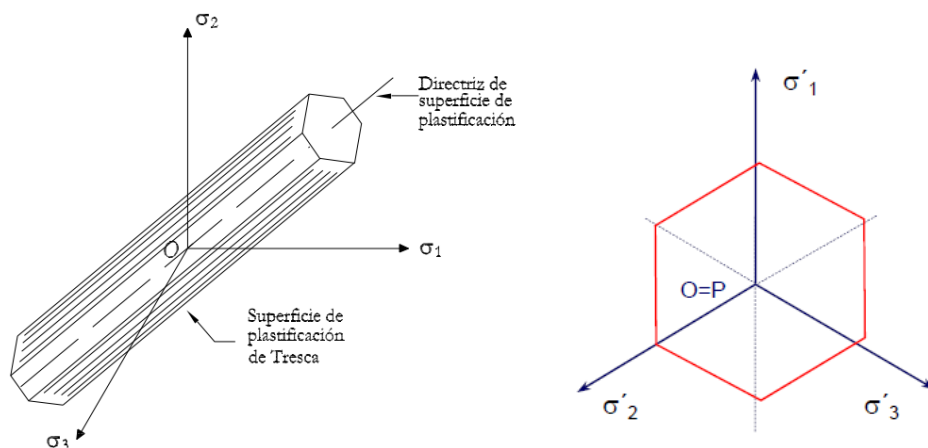


Figura 2.6. Superficie de plastificación (izqda.), y lugar de plastificación (dcha.), según el criterio Tresca-Guest.

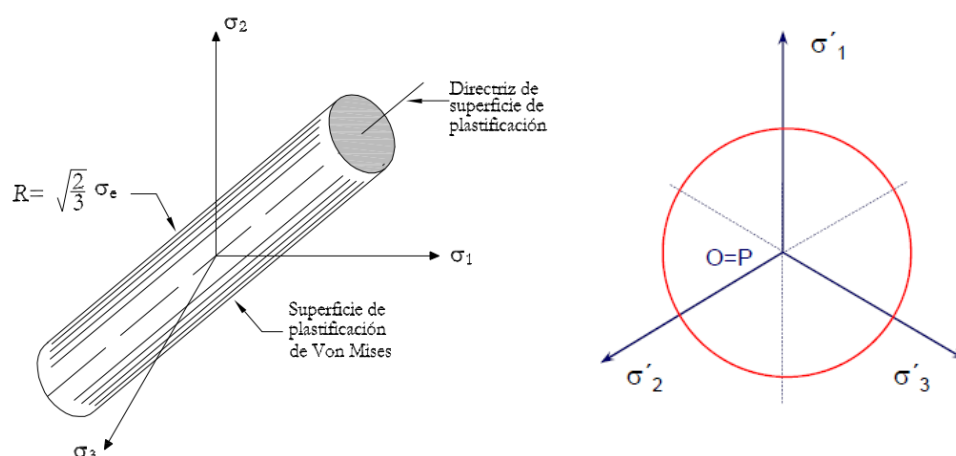


Figura 2.7. Superficie de plastificación (izqda.), y lugar de plastificación (dcha.), según el criterio Von Mises-Hencky-Nadai.

Para este trabajo se ha utilizado un criterio de plastificación de *Von Mises – Hencky – Nadai* o más popularmente llamado *Von Mises* o también J_2 , ya que depende directamente del segundo invariante de la componente desviadora del tensor de tensiones.

Este criterio dice que la plastificación se produce cuando se alcanza un valor de energía de distorsión en el material. Esta energía se obtiene de restar a la energía total la energía necesaria para producir cambios de volumen en el medio continuo.

$$U^d = U^T - U^V = \frac{1}{2G} J_2 \quad \text{Ecuación 2.7.}$$

Donde G es el módulo transversal del material y J_2 , como ya se ha dicho antes, el segundo invariante de la componente desviadora del tensor de tensiones.

Para este criterio de plastificación, se deben asumir una serie de hipótesis:

- No se considera el efecto del tiempo.
- No se incluye el efecto de la temperatura.
- No se consideran los efectos producidos por la falta de homogeneidad del material a escala microscópica.

Las hipótesis adicionales para el caso de metales son:

- El material es isótropo. (ausencia de direcciones predominantes en las propiedades del material)
- La plastificación es independiente de la componente hidrostática de la tensión.
- El comportamiento a tracción es el mismo que a compresión. Efecto Bauschinger, el límite elástico en compresión resulta menor que el obtenido en un ensayo previo de tracción en el que se ha producido plastificación.

También se puede expresar este criterio en términos de tensión como:

‘En una situación tridimensional general, la plastificación tiene lugar cuando la tensión equivalente de Von Mises alcanza un valor igual al límite de elasticidad del material, medido en un ensayo de tracción uniaxial.’

Siendo la tensión equivalente de Von Mises:

$$q = \sigma_y = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad \text{Ecuación 2.8.}$$

2.2.4.2. LEYES DE ENDURECIMIENTO.

En las últimas décadas los estudios sobre el comportamiento mecánico de metales han estado y están en pleno auge. Uno de los aspectos más importantes son los mecanismos de endurecimiento y ablandamiento, que están estrechamente ligados con factores tales como la sensibilidad a la deformación, la sensibilidad a la velocidad de deformación o la sensibilidad a la temperatura, todos ellos coeficientes considerados en las leyes de endurecimiento.

Estos tres factores están ligados de manera intrínseca entre ellos, puesto que el decremento de la velocidad de deformación y el incremento de la temperatura favorecen el comportamiento dúctil del material. Esto es porque a bajas velocidades de deformación y altas temperaturas, existe un mayor tiempo para que se acumule energía y haya más movimientos que den lugar a la nucleación y crecimiento de grano.

El fin con el que se modela una ley de endurecimiento es para ser capaz de reproducir la dependencia que existe entre la tensión equivalente y factores como los que se han citado en el párrafo anterior, además del histórico de deformaciones y velocidades de deformación. Al intentar considerar todas estas variables se torna complicado el mero hecho de obtener una ley que los aúne al mismo tiempo, por lo que se suelen proponer hipótesis que simplifiquen el proceso.

Las leyes de endurecimiento se pueden clasificar en dos grandes grupos, leyes fenomenológicas y leyes con base física.

- Leyes fenomenológicas o empíricas. Estas leyes se basan en observaciones que se hacen durante los ensayos y que a partir de los resultados de estos se obtienen unas ecuaciones que reproducen dichos resultados. La característica principal es que constan de una pequeña cantidad de variables para que así su ajuste sea lo más sencillo posible. Esto último es motivo también de su reducido campo de aplicación, puesto que restringen por ejemplo el intervalo de temperaturas o velocidades de deformación para los que pueden ser utilizadas, incluso algunas de estas leyes están propuestas para un determinado material. A continuación se exponen algunas de las más utilizadas:

Ley de endurecimiento de Cowper y Symonds, 1952, [19].

La ley propuesta por estos investigadores consideraba el comportamiento plástico en barras cilíndricas metálicas sometidas a cargas dinámicas. Se utilizó para el análisis de estructuras sometidas a choques con una componente viscosa predominante en el proceso de endurecimiento.

$$\bar{\sigma} = \sigma_0 \left(1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)^n \right) \quad \text{Ecuación 2.9.}$$

Donde σ_0 es el límite elástico, $\dot{\epsilon}_0$ es la velocidad de deformación de referencia y n es el coeficiente de endurecimiento por deformación.

Ley de endurecimiento de Johnson – Cook, 1985, [20].

En concreto para este proyecto se ha utilizado esta Ley de endurecimiento. El uso de este modelo está indicado en casos en los que el material vaya a estar sujeto a grandes deformaciones, altas temperaturas y altas velocidades de deformación. Se trata de un modelo

desarrollado específicamente para materiales metálicos que vayan a estar bajo condiciones de impacto.

Esta ley define la tensión equivalente de Von Mises, mencionada en el apartado anterior, en tres términos desacoplados, cada uno de los cuales depende en gran medida del endurecimiento por deformación, la sensibilidad a la deformación y la sensibilidad a la temperatura respectivamente.

$$\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}_p, \dot{\bar{\varepsilon}}_p, T) = [A + B(\bar{\varepsilon}_p)^n] \cdot \left[1 + C \ln\left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}_p}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0}\right)\right] \cdot (1 - T_H^m) \quad \text{Ecuación 2.10.}$$

Siendo A, el límite elástico a temperatura ambiente en condiciones de baja velocidad de deformación, B y n representan el efecto del endurecimiento por deformación. C muestra la sensibilidad a la velocidad de deformación y m define la sensibilidad a la temperatura. $\bar{\varepsilon}_p$ es la deformación plástica equivalente, $\dot{\bar{\varepsilon}}_p$ es la velocidad de deformación y $\dot{\bar{\varepsilon}}_0$ es la velocidad de deformación referencia. Por último T_H es un coeficiente que depende de la temperatura, y que se expresa como:

$$T_H = \frac{T - T_0}{T_m - T_0} \quad \text{Ecuación 2.11.}$$

Donde T_m es la temperatura de fusión del material y T_0 la temperatura ambiente.

Varias formulaciones modificadas sobre esta ley de endurecimiento han sido propuestas, entre ellas cabe destacar una que está especialmente formuladas para modelizar materiales dúctiles, en los que el efecto del endurecimiento para altas velocidades de deformación es muy acusado [48].

$$\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}_p, \dot{\bar{\varepsilon}}_p, T) = [C_1 + C_2(\bar{\varepsilon}_p)^n] \cdot \left[1 + C_3 \ln\left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}_p}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0}\right) + C_4 \left(\frac{1}{C_5 - \ln\left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}_p}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0}\right)} - \frac{1}{C_5}\right)\right] \cdot (1 - T_H^m)$$

Ecuación 2.12.

Ley de endurecimiento de El-Magd, 1994, [21].

En esta ley se propone que la tensión equivalente se desacopla en dos términos, el primero en el que predomina la velocidad de deformación y en el segundo la temperatura.

$$\bar{\sigma} = f(\bar{\varepsilon}^p, \dot{\bar{\varepsilon}}^p) \cdot g(T)$$

Siendo

$$f(\bar{\varepsilon}^p, \dot{\bar{\varepsilon}}^p) = K(\bar{\varepsilon}^p)^n + \eta \dot{\bar{\varepsilon}}^p$$

Y

$$g(T) = e^{\frac{-\beta(T-T_0)}{T_m}} \quad \text{Ecuación 2.13.}$$

Donde K es una constante propia del material y n el coeficiente de endurecimiento por deformación. T es la temperatura del ensayo, T_0 es la temperatura de referencia y T_m es la temperatura de fusión. K es una constante propia del material y n el coeficiente de endurecimiento por deformación.

- Leyes con fundamentos físicos. Estas formulaciones tienen sus fundamentos en el comportamiento mecánico del material. Proviene sobre todo de teorías de la cinética de dislocaciones y del movimiento térmicamente activado de las dislocaciones. A diferencia que las empíricas en estas suelen participar un mayor número de variables que están involucradas en el comportamiento, y la determinación y ajuste de dichas variables se realiza teniendo en cuenta ciertas condiciones que dicho comportamiento cumple. Estas leyes reproducen mucho más fielmente el proceso de endurecimiento, y si restricciones de materiales o rangos de velocidades o temperaturas. Lo que es más, son capaces de reproducir el histórico de velocidades y temperaturas. Estas leyes son empleadas cada vez más en el ámbito de la ingeniería, puesto que tienen un carácter altamente flexible y permiten ser aplicados a un gran abanico de procesos. Un ejemplo de ellos son, el mecanizado de alta velocidad, perforación, crashworthiness [22], etc. Todos estos procesos tienen en común, que en ellos el material se ve bajo una gran variedad de velocidades de deformación, temperaturas y grandes deformaciones.

Ejemplos de estas formulaciones son las propuestas por Zerilli-Armstrong, 1987, [23], en la que se propone una modificación del modelo Johnson Cook considerando los mecanismos del movimiento y evolución de las dislocaciones. Otro ejemplo y uno de los más recientes es el modelo de Nemat-Nasser, 2003, [24], Específico para materiales con una estructura cristalina FCC, y que tiene en cuenta el efecto de la acumulación de dislocaciones y la longitud existente entre estas.

2.2.4.3. CRITERIO DE FALLO.

La función del criterio de fallo es fundamental para reproducir fielmente el colapso del material. El criterio de fallo utilizado en este trabajo ha sido el modelo Johnson-Cook que es una formulación modificada del criterio Hancock-Mackenzie en la que se incluyen los efectos de la temperatura y de la velocidad de deformación.

$$\bar{\epsilon}_f = D_1 + D_2 e^{\left(D_3 \frac{\sigma_h}{\sigma}\right)} \cdot \left[1 + D_4 \ln\left(\frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0}\right)\right] \cdot [1 + D_5 T_H] \quad \text{Ecuación 2.14.}$$

Siendo D_i las constantes propias de cada material, y T_H es la misma que fue definida en la ecuación 2.10.

Para cuantificar el daño acumulado en el material se define el parámetro D , el cual determina cuando se produce el colapso del material, siendo este cuando alcanza el valor de la unidad. Se trata de un parámetro adimensional y viene dado por la expresión:

$$D(\bar{\varepsilon}_f, \dot{\bar{\varepsilon}}_f, T, \sigma^*) = \sum \left(\frac{\Delta \bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_f^p(\bar{\varepsilon}_p, T, \sigma^*)} \right) \quad \text{Ecuación 2.15.}$$

Siendo $\Delta \bar{\varepsilon}_p$ el incremento de la deformación plástica equivalente, que se produce durante el ciclo de integración, y $\bar{\varepsilon}_f^p$ es el nivel de deformación crítico.

En los últimos tres cuartos de siglo se le ha dado mayor importancia al fallo dúctil, puesto que se da en algunos de los materiales que tienen un compromiso mecánico para/con las estructuras. Cuando el material alcanza su límite elástico, se produce una disminución del material para soportar sollicitaciones, lo que desencadena en el fallo dúctil. El componente principal de este fenómeno son las deformaciones plásticas cerca de los defectos cristalinos. La fractura o fallo dúctil consta de varias etapas:

- 1) Nucleación: Consiste en la separación de la intercara partícula-matriz, esta separación puede tener lugar por varios motivos, entre ellos, inclusiones no metálicas o segundas fases de la matriz, rotura de las partículas o simplemente que las partículas dentro de la matriz posean distintos tamaños.

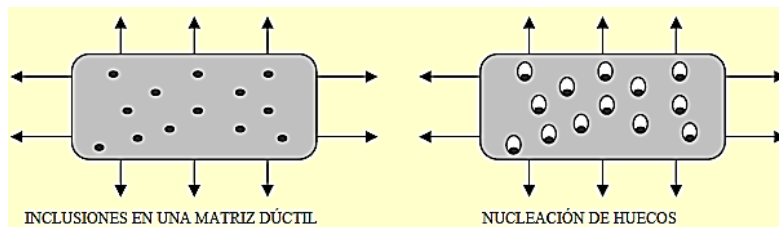


Figura 2.8. Esquema proceso Nucleación.

- 2) Crecimiento: El tamaño de los defectos creados en la etapa anterior aumenta, y al aumentar de tamaño la proximidad entre los defectos disminuye, lo que facilita la concentración de estos defectos en zonas determinadas.

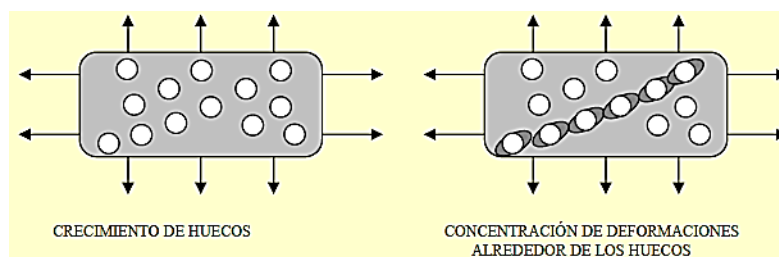


Figura.2.9. Esquema proceso Crecimiento de huecos.

- 3) Coalescencia: Momento en el que, debido a los defectos por su dimensión y proximidad, se produce la fractura. Se puede producir por la estricción de la matriz entre los huecos, formación de más huecos (huecos secundarios), o una combinación de los dos anteriores.

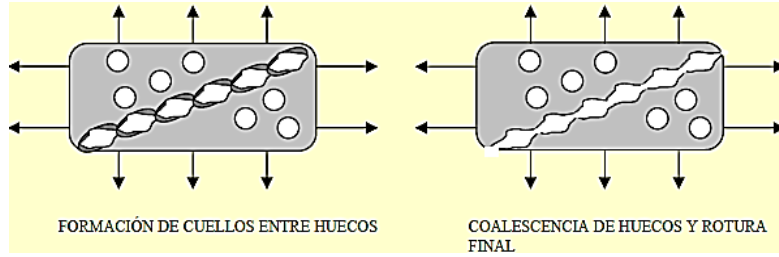


Figura 2.10. Esquema proceso coalescencia.

Así, el resultado de estas etapas es directamente dependiente del estado tensional al que está sometido el cuerpo tal y como se refleja en diversos estudios [24-28].

Muchos investigadores han propuestos formulaciones de la deformación de rotura en materiales dúctiles como funciones claramente dependientes del estado de tensiones, como por ejemplo la formulación que se muestra a continuación.

$$\bar{\epsilon}_f^p = f(\eta, \bar{\theta}) \quad \text{Ecuación 2.16.}$$

Donde η es la triaxialidad y $\bar{\theta}$ es el parámetro de Lode, que se definen como:

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\sigma_{VM}} = \frac{\frac{1}{3}(\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III})}{\sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_{III} - \sigma_I)^2]}} \quad \text{Ecuación 2.17.}$$

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{1}{3} \cos^{-1} \left(\frac{\xi}{\sigma_{VM}} \right)^3 = 1 - \frac{2}{\pi} \cos^{-1} \left(\frac{\frac{27}{2}(\sigma_I - \sigma_m)(\sigma_{II} - \sigma_m)(\sigma_{III} - \sigma_m)}{\left[\frac{1}{2}[(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_{III} - \sigma_I)^2] \right]^{3/2}} \right) \quad \text{Ecuación 2.18.}$$

Siendo σ_I , σ_{II} y σ_{III} las tensiones principales ($\sigma_I \geq \sigma_{II} \geq \sigma_{III}$), ξ es el tercer invariantes del tensor de tensiones, σ_m es la tensión hidrostática y σ_{VM} la tensión equivalente de Von Mises, definida en la ecuación 2.8.

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III}) \quad \text{Ecuación 2.19.}$$

La triaxialidad puede ser interpretada como la presión normalizada desde todas las direcciones, mientras que el parámetro de Lode indica la tendencia de la tensión principal que predomina sobre las otras dos. De esta forma en función de los valores que adquieran estos parámetros se puede identificar ciertos estados tensionales.

- Si el medio está sometido a un estado de tensión uniaxial:

$$\eta = \frac{1}{3}; \bar{\theta} = 1;$$

- Si el medio está sometido a un estado de tensión biaxial:

$$\eta = \frac{2}{3}; \bar{\theta} = -1;$$

- Si el medio está sometido a un estado de cortante puro:

$$\eta = \bar{\theta} = 0;$$

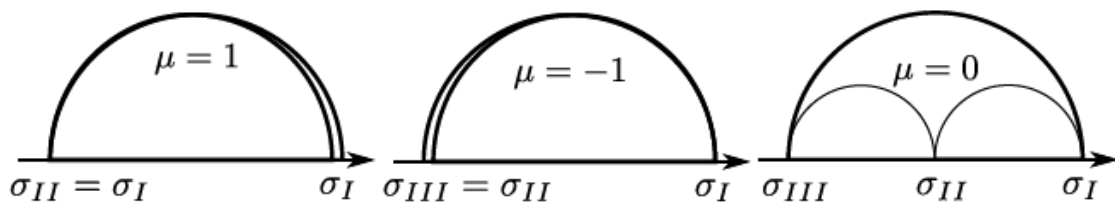


Figura 2.11. Estados tensionales mencionados, representados en Circulo de Mohr.

Por lo general, los estudios de fallo dúctil se han dividido en dos tipos de modelos, modelos de daño acoplado o modelos de daño desacoplados.

2.2.4.4. MODELOS DE DAÑO ACOPLADOS.

Para este caso el modelo constitutivo y el criterio de fallo están acoplados. Estos modelos se basan en Mecánica de daño CDM (*Continuum Damage Mechanics*), estudiado por varios investigadores [30-32]. Se describe la evolución de una variable interna, D . Entonces el fallo tiene lugar cuando se alcanza un valor crítico de esta. Algunos investigadores han implementado el daño dentro del criterio de plastificación, una de las aportaciones más notables es la de Gurson [33-34] cuyos estudios están enfocados hacia los materiales porosos. Una manera de hacerlo es introducir el daño en la ley de endurecimiento de manera que se provoque un debilitamiento del material al mismo tiempo que se produce el endurecimiento [35]. Son modelos mucho más realistas, pero por el contrario la calibración de estos modelos resulta realmente tediosa.

2.2.4.5. MODELOS DE DAÑO DESACOPADOS.

En estos modelos el fenómeno del fallo se considera un imprevisto que se debe a que se alcanzan valores críticos tanto en tensión como en deformación. McClintock en 1968 [36] demostró que la deformación de fallo estaba estrechamente relacionada con el estado tensional y los vacíos y su geometría.

Criterio de fallo de Johnson-Cook, 1985, [20].

Varios estudios han demostrado que la deformación de fallo disminuye cuando el valor de la triaxialidad aumenta. De este punto parten los modelos propuestos de investigadores como el propuesto por Johnson-Cook, utilizado en este proyecto y definido previamente en el principio del apartado 2.2.5.3., y por medio de la ecuación 2.14.

Analizar el efecto que tiene el estado tensional en la deformación plástica de fallo efectiva a partir de los resultados de los ensayos no es posible en la mayoría de los casos. Por ello se han desarrollado metodologías numérico-experimentales [29; 37-40]. El ensayo más común para obtener deformaciones de fallo es el de tracción, que puede ser llevado a cabo con distintas geometrías de probetas (axilimétricas, planas) [25].

Criterio de fallo de Bao y Wierzbicki, [37; 38; 41].

En el año 2004, Bao y Wierzbicki, estudiaron la deformación plástica de fallo efectiva a lo largo de un rango de triaxialidades ($-\frac{1}{3} \leq \eta < 2$).

Propusieron el siguiente criterio:

$$\bar{\epsilon}_f = \begin{cases} \frac{D_1}{(1+3\eta)} + D_2 & \text{si } -\frac{1}{3} < \eta \leq 0 \\ D_3\eta^2 + D_4\eta + D_5 & \text{si } 0 < \eta \leq \eta_T \\ D_6 + D_7e^{-D_6\eta} & \text{si } \eta_T < \eta \end{cases} \quad \text{Ecuación 2.20.}$$

Donde η_T es la triaxialidad de transición.

Como se muestra en la figura a continuación, en el trabajo de Bao *et al.* se dedujo que representando la deformación equivalente de fallo frente a la triaxialidad, la curva que se obtiene no es monótona creciente, sino que consta de varios tramos.

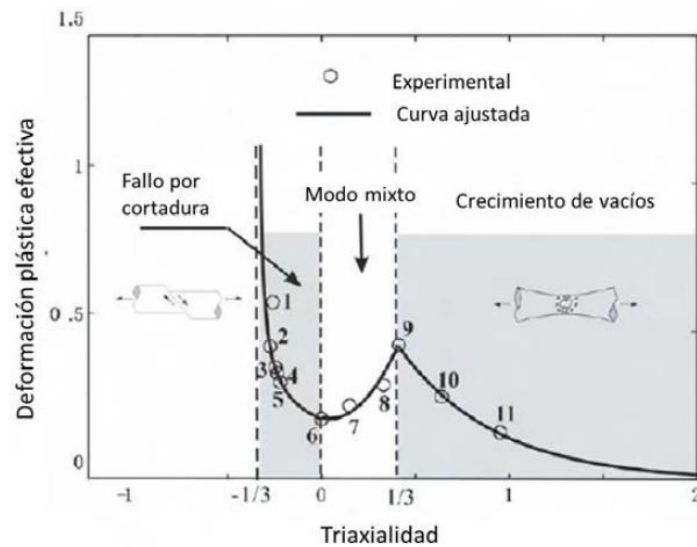


Figura 2.12. Deformación plástica equivalente frente a triaxialidad.

Criterio de fallo de L. Xue, [35; 42].

Al mismo tiempo se mostró que la triaxialidad no era suficiente para hacer una definición del fallo suficientemente real, por lo que se introdujo el parámetro de Lode. Muestra de ello son los estudios de Xue et al., donde se puede ver que existe una gran dependencia del parámetro de Lode en el fallo dúctil de un material. Con esto se implementó un criterio de fallo dependiente de la triaxialidad y del tercer invariante normalizado del tensor de tensiones, representado con la letra griega ξ .

$$\bar{\varepsilon}_f(\eta, \xi) = D_1 e^{-D_2 \eta} - (D_1 e^{-C_2 \eta} - D_3 e^{-D_4 \eta}) (1 - \xi^{\frac{1}{n}}) \quad \text{Ecuación 2.21}$$

Donde D_1 , D_2 , D_3 y D_4 son parámetros propios y n es el coeficiente de endurecimiento por deformación.

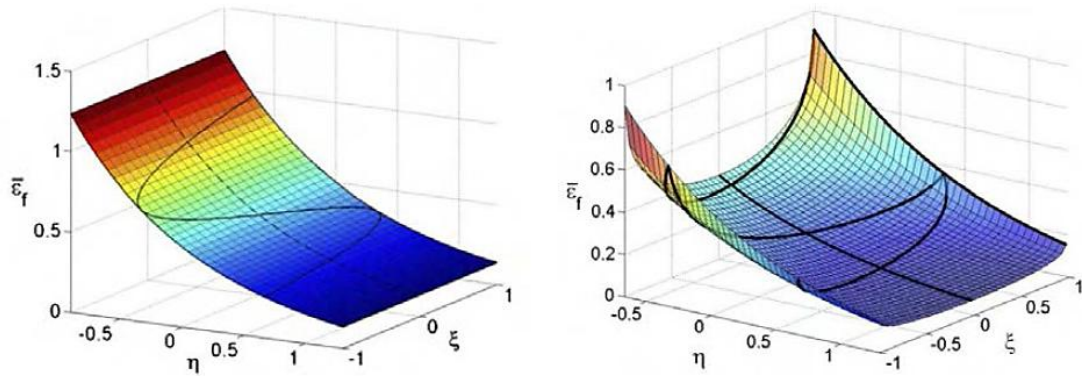


Figura 2.13. (Izqda.) Criterio de fallo J-C, que no depende de ξ . (Dcha.) Criterio de fallo propuesto por Xue y Wierzbicki, teniendo en cuenta ξ .

El postulado de considerar que existe una simetría en el espacio definido por la triaxialidad y el tercer invariante restringe demasiado las posibles soluciones, ya que es completamente teórico y se contemplan evidencias experimentales.

Más tarde un nuevo criterio fue propuesto por Bai y Wierzbicki, el cual asume que el fallo del material está representado por un criterio de fallo Mohr-Coulomb, y cuya representación sería la siguiente.

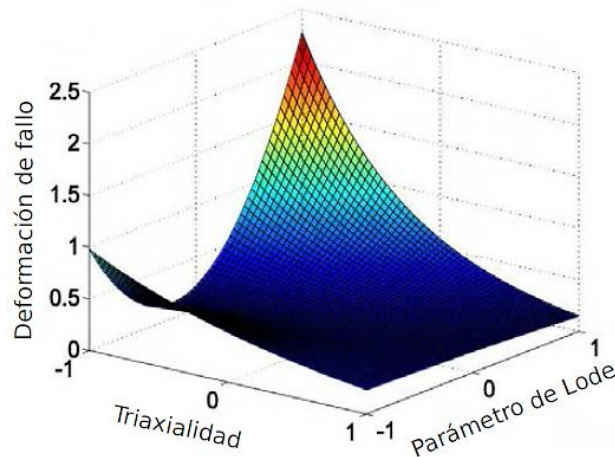


Figura 2.14. Deformación frente a triaxialidad y parámetro de Lode. Criterio de fallo propuesto por Bai y Wierzbicki para AA 2024-T351.

Con todo lo anteriormente citado, se observa un ferviente interés por parte de numerosos investigadores por estudiar más de cerca la influencia que tienen triaxialidad y parámetro de Lode sobre la deformación equivalente de fallo.

2.3. ENSAYOS EXPERIMENTALES DE PERFORACIÓN.

Estos ensayos se basan en la utilización de un percutor como para deformar una lámina de metal, sometiéndola a distintos estados tensionales. Hay varios test estandarizados para realizar este tipo de ensayos, como, Keeler, Hacker, Nakazima o Hasek, estos dos últimos son los que más relacionados están con el trabajo realizado. A pesar de que todos estos test sirven para determinar las mismas propiedades del material, hay muchos puntos que los diferencian.

El principal problema con el que hay que contar para los ensayos de perforación son las restricciones geométricas que se puedan generar, pero lo más importante es la fricción que se genera en el momento en el que se produce el contacto entre el percutor y la probeta.

La ventaja de este ensayo es que permite someter a la probeta a distintos patrones de tensiones, llevándola hasta la estricción y fractura. Cada test de los antes mencionados tiene un campo tensional propio aplicado sobre a la probeta, sin poder variar este durante el ensayo.

En la industria el método Nakazima, y también su variante, Hasek, son frecuentemente utilizados para determinar las propiedades del material. Para ambos, se utiliza un percutor hemisférico y una matriz circular, y variando la forma de la probeta se varía el campo tensional al que esta va a estar sometida. En concreto, para el método Nakazima, la desventaja principal es la fricción, que podría dar lugar a arrugas y medidas erróneas causadas por la curvatura del percutor.

Para solucionar el problema de las arrugas la modificación de las probetas propuesta en el ensayo Hasek podría ser una alternativa.

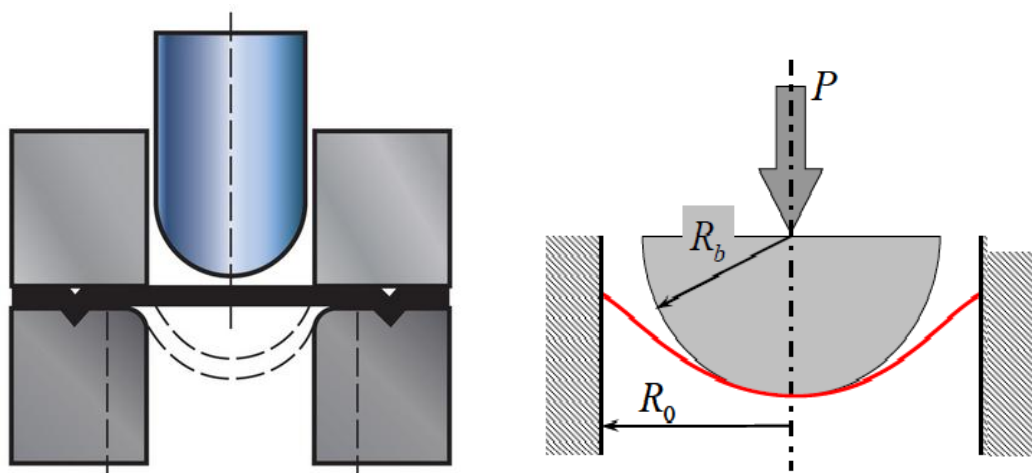


Figura 2.15. Ensayo de perforación. Punch Test.

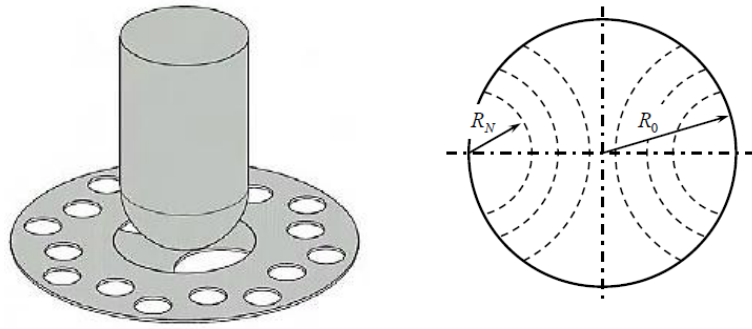


Figura 2.16. Disposición percutor-probeta en ensayo Hasek en el momento de contacto (izqda.). Zona efectiva del impacto de la probeta tipo Hasek, donde R_0 es el radio efectivo de la probeta y R_N radio de la entalla (dcha.).

Según la geometría de la probeta, cambiando la dimensión de las entallas se puede variar el campo tensional al que va a estar expuesta la probeta, y quedando este campo tensional determinado por la triaxialidad con la ecuación 2.19.

Para prevenir el problema de la aparición de arrugas en las probetas Nakazima, se ha optado por el empleo de probetas tipo Hasek. Estas probetas tienen unas entallas curvas que dotan al espécimen de unos valores iniciales de triaxialidad y Lode que vienen determinados por las expresiones que se exponen a continuación.

En su trabajo Earl y Brown, 1976, encontraron que el valor de la triaxialidad en el centro de la probeta toma un valor realmente próximo al que nos proporciona la expresión de Bridgman, que aparece entre otras en [1], donde se especifica la expresión en función de la geometría de la probeta.

$$\eta_{MAX} = \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \right)_{MAX} = \frac{1}{3} + \ln \left(1 + \frac{d}{2R} \right) \quad \text{Ecuación 2.22.}$$

Siendo d la mitad de la menor distancia en el estrechamiento que producen las entallas en la probeta y R el radio de la entalla.

Si se reescribe la ecuación que define el parámetro de Lode en términos del tercer invariante del tensor de tensiones y la tensión equivalente se obtiene la ecuación que sigue:

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi} \cos^{-1} \left[\left(\frac{r}{\sigma_{VM}} \right)^3 \right] \quad \text{Ecuación 2.23.}$$

Donde r es el tercer invariantes del tensor de tensiones y σ_{VM} la tensión equivalente de Von Mises.

Si además se asume que en el ensayo el estado tensional va a ser de tensión plana ($\sigma_{III} = 0$), la ecuación 2.18., se podría reescribir dependiendo tan solo de la triaxialidad.

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi} \cos^{-1} \left[\left(-\frac{27}{2} \eta \left(\eta^2 - \frac{1}{3} \right) \right)^3 \right] \quad \text{Ecuación 2.24.}$$

2.4. METODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS.

Es la herramienta sobre la que se define el comportamiento del material mediante las ecuaciones constitutivas propuestas. Permite el desarrollo de modelos que simulan los ensayos realizados. Para ello se utilizó el código comercial ABAQUS basado en el método de elementos finitos (MEF).

Este método se basa en la división en subdominios de formas sencillas a partir del dominio complejo que se genera con el problema. Cada subdominio propone funciones locales aproximadas, y en conjunto de todos estos dominios se obtiene una solución numérica aproximada sobre el medio continuo sobre el que están definidas las ecuaciones que caracterizan el material.

La manera de proceder comienza en primer lugar calculándose los desplazamientos nodales mediante la discretización del medio continuo y, mediante la interpolación de los datos se obtienen, los desplazamientos para los distintos puntos de los elementos discretizados. A continuación se obtienen las deformaciones en los puntos mediante las ecuaciones diferenciales que relacionan los desplazamientos con dichas deformaciones. Por último, se obtienen las tensiones aplicadas en cada punto a partir de los valores de las deformaciones por medio de la matriz de rigidez, propia de cada material, que reproduce el comportamiento del material bajo las solicitaciones aplicadas.

Para terminar, a partir de desplazamientos nodales, deformaciones y tensiones se pueden obtener otros datos del problema como reacciones, energía absorbida, campo de tensiones y deformación de fallo, así como los valores de triaxialidad y de parámetro de Lode.

CAPÍTULO 3. ENSAYOS EXPERIMENTALES DE IMPACTO EN TORRE DE CAIDA

3.1. INTRODUCCIÓN.

En este capítulo se presenta el análisis experimental y el análisis de los resultados obtenidos tras impacto en torre de caída. Las probetas utilizadas han sido tipo Hasek, con tres tamaños de entallas distintos y dos aleaciones distintas, 2024 y 5754, es decir para cada aleación se tienen los mismos tres tipos de geometría de probeta.

En este capítulo también se analizan los efectos que puede tener la variación de masa y velocidad manteniendo una misma energía en el impacto.

El rango de velocidades iniciales utilizado ha sido entre 0.778 m/s y 5 m/s, y la masa mínima de la que se partió fue de 5.635 kg. Los valores mínimos de velocidad inicial y masa son los mínimos permitidos por la máquina, INSTRON CEAST 9300.



Figura 3.1. INSTRON CEAST 9300.

El análisis de los resultados expuestos en este capítulo tiene como objetivo poder llevar a cabo una mejor interpretación del comportamiento de las aleaciones utilizadas y la influencia del parámetro de triaxialidad y del parámetro de Lode en este. También se llevará a cabo una comparación entre las dos aleaciones y su comportamiento frente a las mismas sollicitaciones.

3.2. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL.

Los ensayos para este trabajo se llevaron a cabo con la torre de caída INSTRON CEAST 9300. Esta máquina está diseñada para poder realizar ensayos en un rango de energía desde 0.59 J hasta 757 J. Este modelo tiene algunas capacidades que permiten realizar los ensayos en un amplio rango de condiciones. Tiene incorporada una cámara de temperatura que permite aumentar o disminuir la temperatura respecto del ambiente, para ver dependencias del comportamiento del material con respecto a esta. También posee un dispositivo que suministra energía extra, mediante un sistema de resortes mecánicos, dentro del rango dicho anteriormente, para así no solo depender de la altura desde la que cae el percutor.

Para los ensayos realizados en este trabajo, el rango de velocidades empleado ha sido de entre 0.788 y 5 m/s, siendo estas las velocidades iniciales que introduce el usuario a la máquina antes de comenzar el ensayo. La velocidad inicial queda definida por la siguiente ecuación:

$$V_0 = \sqrt{2gh_0} \quad \text{Ecuación 3.1.}$$

Siendo h_0 la altura desde la que se lanza el percutor y g la gravedad.

Es trivial, que si la máquina no tuviese el dispositivo para suministrar energía extra, la velocidad estaría limitada por la altura máxima de lanzamiento, por lo que este sistema, mencionado anteriormente, permite alcanza mayores valores de energía de impacto.

3.2.1. DISEÑO DEL ÚTIL PARA ENSAYOS HASEK EN TORRE DE CAIDA.

Para la realización de los ensayos se llevó a cabo el diseño de un útil que mejora el cumplimiento de las condiciones de contorno en los ensayos. En primer lugar y partiendo de la base que en esta torre de caída se ensayan también probetas con geometría cuadrada, se pensó en modificar el útil ya fabricado para poder realizar todo tipo de ensayos. Sin embargo se llegó a la conclusión de que la modificación de las piezas ya fabricadas además de excesivamente caro era contraproducente, por lo que se llevó a cabo el diseño de un complemento para universalizar de alguna manera el útil de probetas cuadradas disponible en el departamento.

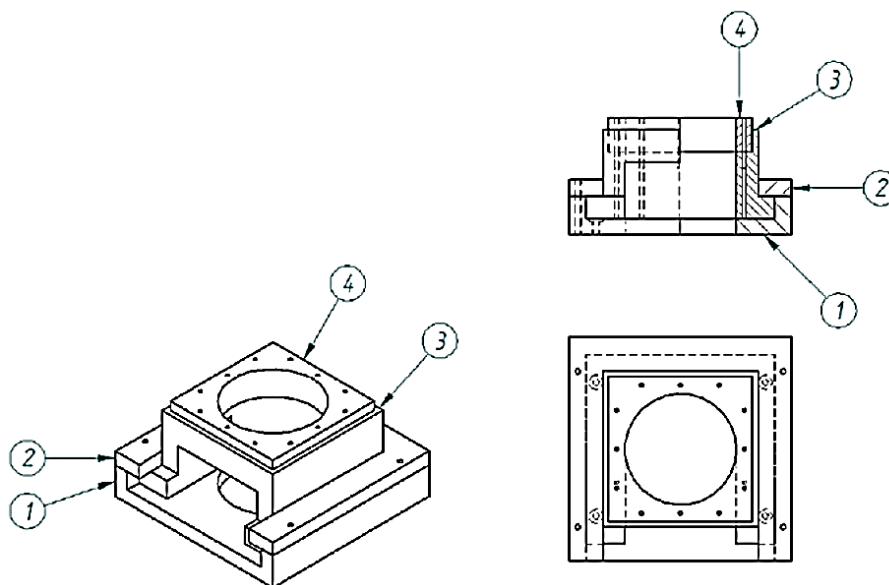


Figura 3.2. Plano de conjunto del útil diseñado para probetas cuadradas.

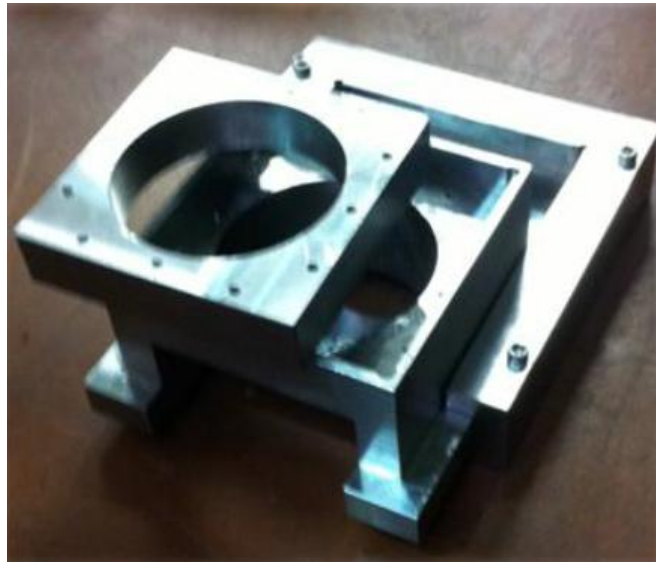


Figura 3.3. Útil para probetas cuadradas con sus partes separadas.

Como se puede observar en las figuras 3.2. y 3.3. el útil diseñado para ensayar probetas cuadradas se compone de 4 piezas distintas, de las cuales la 4 se corresponde con el 'macho', la 3 con la 'hembra', donde se aloja la probeta y finalmente las partes 1 y 2 componen la pieza que irá fija y que alojará a la pieza 3.

De esta manera las piezas 1 y 2 funcionan como una especie de cajón que se encuentra fijo en el interior de la cámara de la torre de caída. Así, para cambiar la probeta solamente se tiene que sacar la parte 3 y 4 entre las que va fijada la probeta por medio de tornillos pasantes.

Para el desarrollo del útil para probetas Hasek se partía de este otro de forma que se optimizaran las condiciones de contorno y la universalidad del útil.

Puesto que el objetivo principal fue el de universalizar este útil, se partió de la idea de crear un complemento que permitiese realizar ensayos de ambas geometrías sin tener que desmontar por completo la disposición de la torre con sus consecuentes calibraciones. Por esto se dejó sin modificar la parte que anteriormente se ha llamado cajón, (piezas 1 y 2 de la figura 3.2.), y la pieza 3, puesto que dota al ensayo de rigidez y por lo tanto garantiza que no se van a producir deformaciones en el útil durante el proceso.

La modificación ha sido sustituir la pieza 4 por una 'hembra' donde alojar las probetas circulares, acompañada de un 'macho' que genere las condiciones de contorno deseadas.

De esta manera como la universidad posee dos copias de la pieza 3, se pueden intercalar los ensayos en probetas cuadradas y Hasek rápidamente y sin necesidad de realizar modificaciones significativas en el montaje.

Este útil se fabricó a través de la empresa MEGACAL, que se encargó del mecanizado de todas las piezas. Las piezas de las figuras 3.4., y 3.5., se diseñaron íntegramente en este Trabajo Fin de Grado.

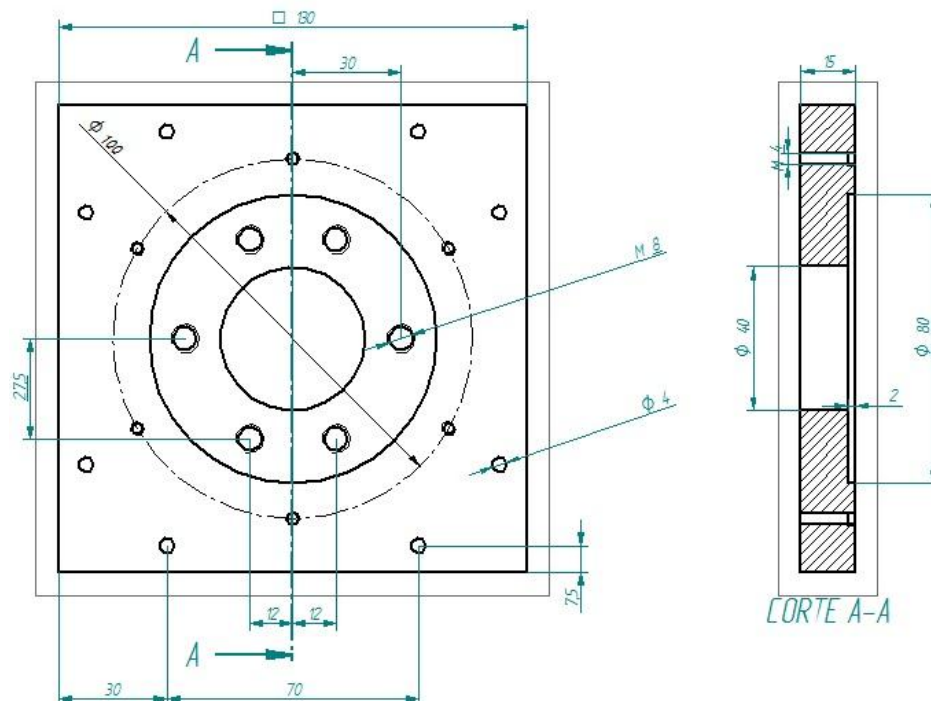


Figura 3.4. 'Hembra' del útil para ensayo de probetas Hasek.

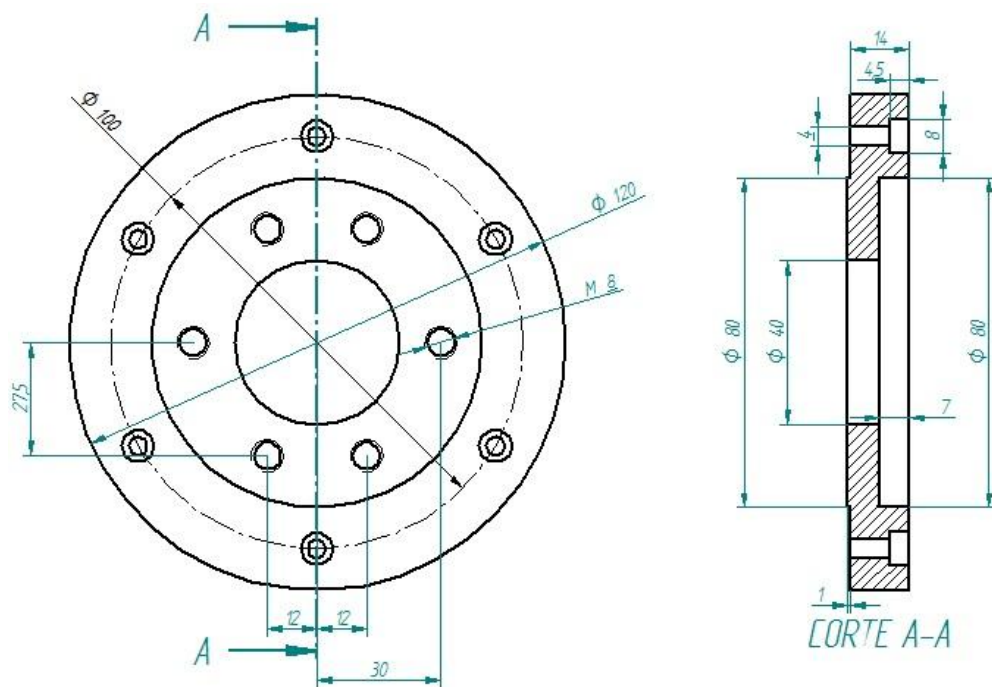


Figura 3.4. 'Macho' del útil para ensayo de probetas Hasek.

A continuación se muestra el montaje del diseño implementado en el útil para probetas cuadradas y el útil completo dentro de la cámara de la torre de caída y sus partes.



Figura 3.5. Montaje del diseño para probetas circulares sobre el útil para probetas cuadradas.

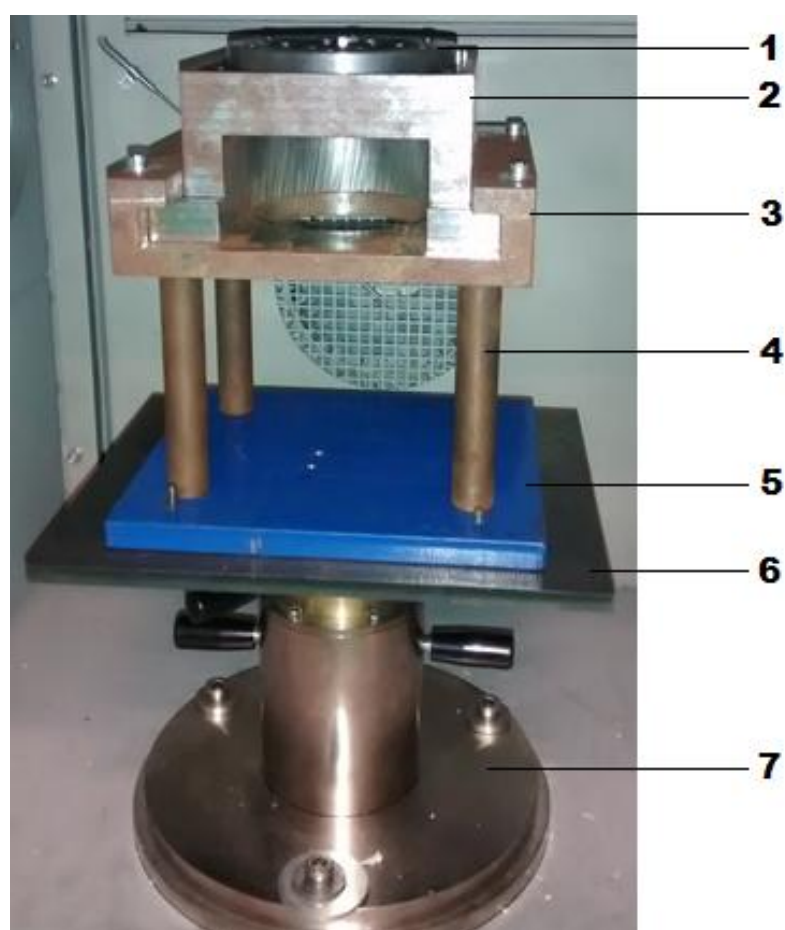


Figura 3.6. Partes del útil completo: 1.-Útil probetas circulares. 2.-Pieza 3 útil para probetas cuadradas. 3.-Piezas 1 y 2 útil probetas cuadradas. 4.-Soporte vertical para elevar el útil. 5.- Placa de soporte 1. 6.-Placa de soporte 2. 7.-Base de fijación a la torre.

3.2.2. GEOMETRÍA Y CARACTERÍSTICAS DEL PERCUTOR Y PROBETAS EMPLEADAS.

Para los ensayos se han utilizado probetas circulares con entallas de distintas dimensiones, lo que a la hora de llevar a cabo el ensayo reproduce distintos estados tensionales en la probeta. Tema tratado en el apartado 2.3.

Las dimensiones de las probetas que han sido utilizadas son las que se muestran a continuación.

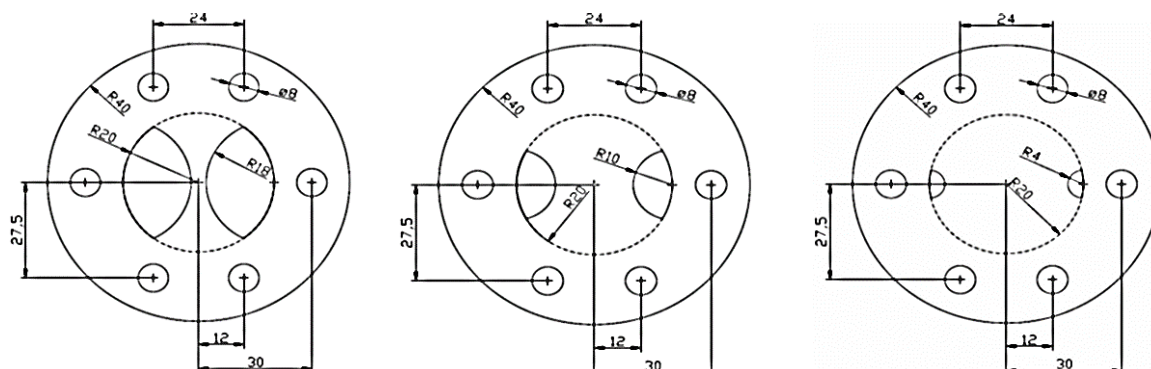


Figura 3.7. Planos de los tres tipos de probetas C1, C2 y C3 de izqda. a dcha.

Tipo Probeta	R_0 (mm)	R_n (mm)	d (mm)	R_n/R_0	η
Tipo C1	20	18	2	0,9	0,38740055
Tipo C2	20	10	10	0,5	0,73879844
Tipo C3	20	4	16	0,2	1,43194562

Tabla 3.1. Relación entre el radio de la entalla R_n y el radio efectivo de la probeta R_0 y valor de triaxialidad (η) en función de la geometría de la probeta, calculada por medio de la ecuación 2.22.

Cuanto mayor sea la entalla, es decir, cuanto más estrecha sea la superficie de la probeta, más se aproximará el estado tensional a un estado de tracción en el plano de impacto.

Los materiales utilizados en las probetas son dos aleaciones de aluminio 2024-T3 y 5754. Para fabricar las probetas se utilizaron chapones de 1 mm de espesor.

En cuanto al percutor, se trata de un percutor con punta hemisférica y hecho de acero. Con un diámetro de 20 mm y con una masa total de 0.177 kg. En el proceso de fabricación después del mecanizado, fue templado para dotarlo de una mayor dureza superficial, y que así el desgaste durante los ensayos fuese menor.

Para llevar a cabo los ensayos el percutor se monta en la torre al final de la barra instrumentada de esta, donde está también la célula de carga que ayudará a recopilar los datos en cada ensayo. Esta barra está unida a un marco que sirve de guía sobre los 'railes' para proporcionar una trayectoria completamente recta al percutor. Las masas de la barra y del marco son 1.182 kg y 4.3 kg respectivamente. La masa adicional para cada ensayo fue variándose para comprobar si existían efectos inerciales o no.

Se han llevado a cabo ensayos en ambas aleaciones, sin variar la masa, solo la velocidad para conseguir distintas energías de impacto.

Se ha tratado de obtener energías de impacto escaladas uniformemente de manera que se pueda observar la evolución del daño en función de la energía y también poder aproximar la energía a la que se produce el fallo del material en función de la geometría de la probeta y del material de la misma.

Por ello los ensayos se ha realizado con la masa mínima, 5.635 kg y variando la velocidad.

3.3. RESULTADOS EXPERIMENTALES Y DISCUSIÓN.

Se han llevado a cabo ensayos de perforación sobre probetas de distintas geometrías tanto de la AA 2024-T3 como para la AA 5754. A continuación se procede al análisis de los resultados obtenidos.

3.3.1. ANALISIS DE LOS DATOS EXPERIMENTALES OBTENIDOS.

Se han obtenido curvas con los datos experimentales que permiten analizar el comportamiento de las dos aleaciones bajo las condiciones consideradas. Con estas curvas se pretende determinar las diferencias que pueden suponer el tipo de material, la velocidad de deformación o de impacto y la geometría de la probeta en el comportamiento del material.

- Resultados en términos de curvas Fuerza vs Desplazamiento.

En este apartado se han representado curvas fuerza-desplazamiento para un mismo tipo de entalla y una misma velocidad inicial de impacto, comparando los distintos materiales. Pudiendo así analizar las respuestas de ambos materiales ante la misma sollicitación.

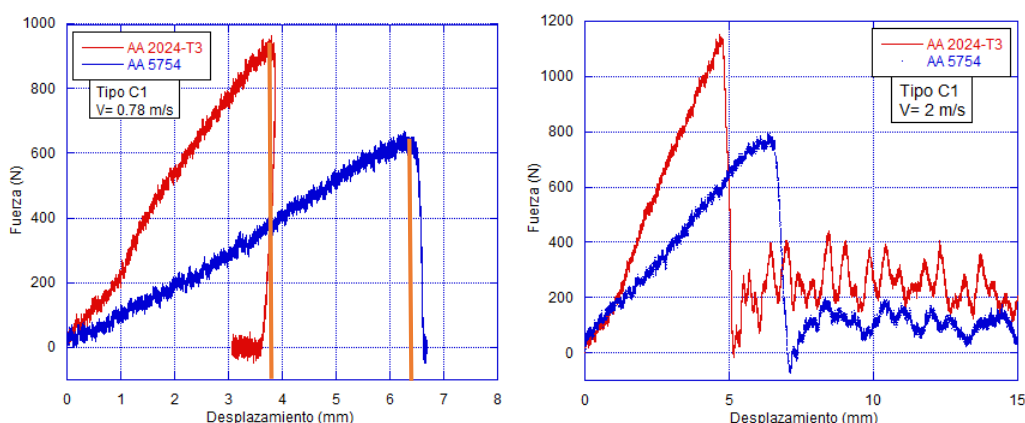


Figura 3.8. Curvas Fuerza vs Desplazamiento en probetas de tipo C1 en AA 2024-T3 y AA 5754.

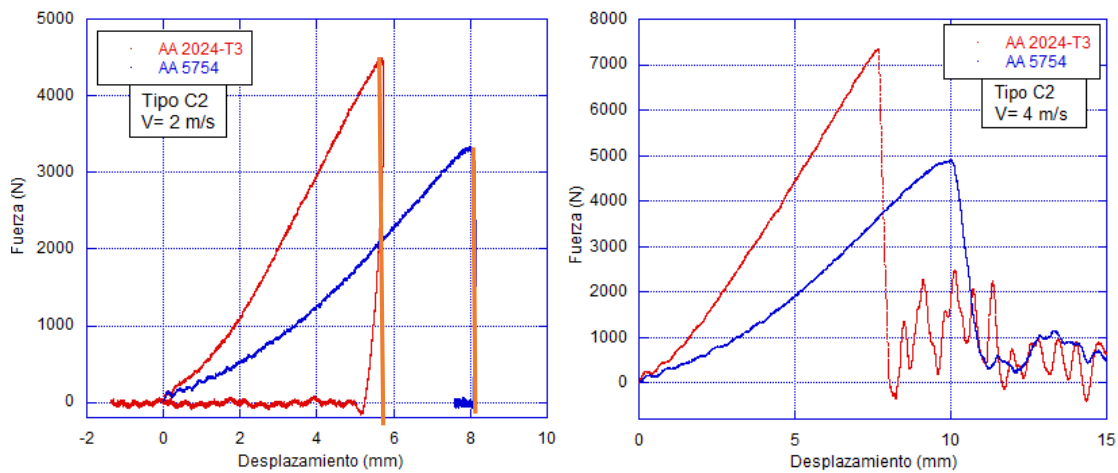


Figura 3.9. Curvas Fuerza vs Desplazamiento en probetas de tipo C2 en AA 2024-T3 y AA 5754.

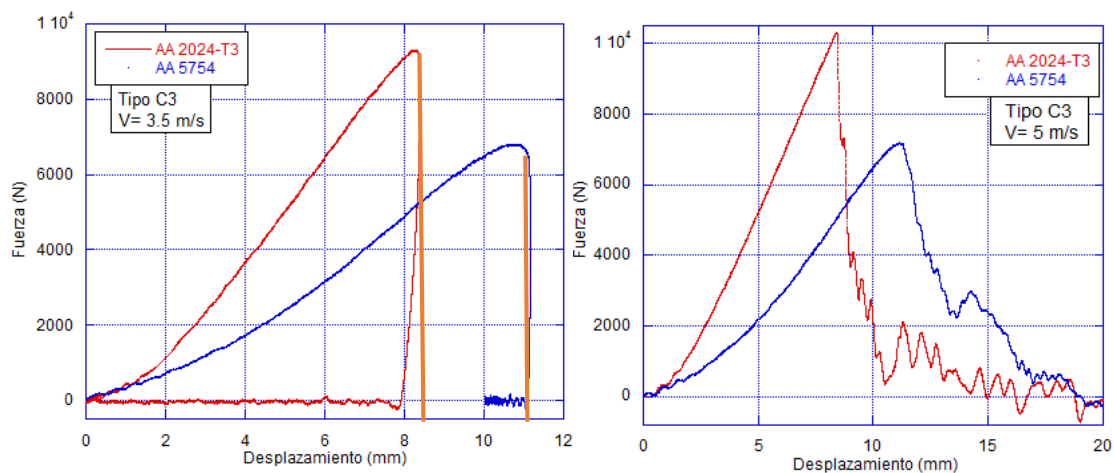


Figura 3.10. Curvas Fuerza vs Desplazamiento en probetas de tipo C3 en AA 2024-T3 y AA 5754.

Se ha procedido al análisis de las curvas experimentales obtenidas a partir del procedimiento expuesto. En primer lugar, se han evaluado las diferencias entre la respuesta mecánica de ambos materiales frente a cargas de impacto. Las figuras 3.8.-3.10., muestran resultados de estos ensayos comparando ambos materiales para distintas configuraciones de ensayo.

Se observa un mayor pico de fuerza alcanzado en las probetas de AA 2024-T3 para todas las configuraciones ensayadas. Este valor también está relacionado con una mayor rigidez en comparación con la AA 5754, directamente ligada con la pendiente en las curvas fuerza-desplazamiento. Así, se puede afirmar que la AA-2024 presenta una mayor rigidez y una mayor capacidad de absorción de tensiones. En cuanto a la rigidez, los resultados obtenidos pueden explicarse en base al mayor módulo de elasticidad de esta aleación y al mayor endurecimiento de la misma, figura 3.11.

Además, puede apreciarse en la figura 3.11., como en los resultados experimentales aportados en este trabajo (figuras 3.8.-3.18.) que la AA-5754 presenta un comportamiento más dúctil. La mayor ductilidad de esta aleación se traduce en mayores deflexiones en las probetas.

Adicionalmente, estas curvas fuerza-desplazamiento han sido también analizadas en términos de capacidad de recuperación elástica. En las curvas referentes a ensayos en los que no se ha alcanzado la rotura, (todas las situadas a la izqda. en las figuras 3.8., 3.9. y 3.10.), se observan diferencias en la recuperación elástica del material después de haber sido expuesto a la sollicitación.

En la imagen de la izquierda de la figura 3.10., se han representado junto con la curva dos líneas verticales naranjas que indican el valor de desplazamiento permanente de la probeta, si no existiese recuperación elástica. Como se puede observar claramente en las figuras, la diferencia entre la recuperación elástica de ambos materiales es notable, siendo la del 2024-T3 superior.

En los casos donde el percutor atraviesa por completo la probeta ensayada, se observa una caída súbita de la fuerza en las curvas de 2024-T3, mientras que en las curvas de 5754 se observa una disminución más paulatina de la fuerza. Esto indica mayor ductilidad en el fallo presentado por la AA-5754.

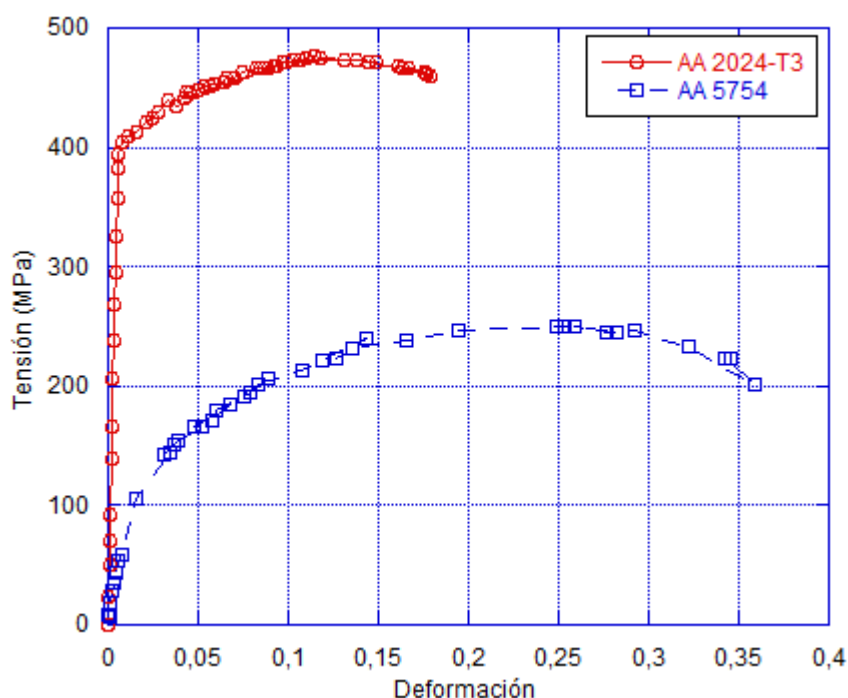


Figura 3.11. Curvas Tensión vs Deformación para las aleaciones AA 2024-T3 y AA 5754.

Con la figura 3.11., se verifica todo lo dicho anteriormente en cuanto al comportamiento de las dos aleaciones. Se puede observar como la AA 2024-T3 es mucho más rígida que la AA 5754, al tener un mayor módulo de Young. También se puede observar como la AA 5754 transforma una mayor parte de la energía de deformación en deformación plástica, lo que justifica el comportamiento y el fallo plástico del que se ha hablado en este apartado. Sin embargo la AA 2024-T3 tiene un comportamiento mucho más elástico y la parte plástica de la curva es claramente inferior a la de la AA 5754.

- Resultados en términos Energía vs Desplazamiento.

Al igual que en el apartado anterior, a continuación se muestran curvas para los dos materiales, en las mismas condiciones de geometría y velocidad.

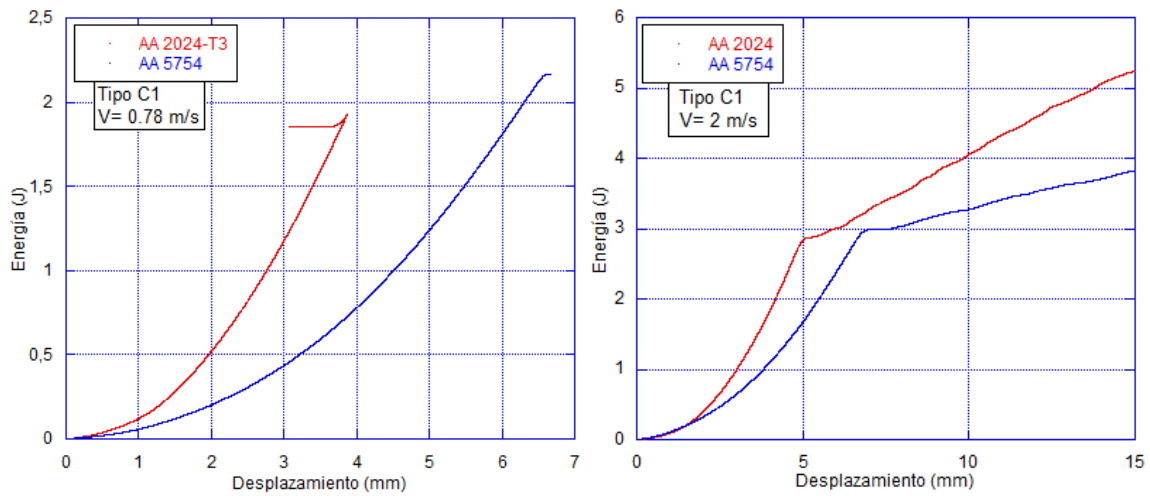


Figura 3.12. Curvas Energía vs Desplazamiento en probetas de tipo C1 en AA 2024-T3 y AA 5754.

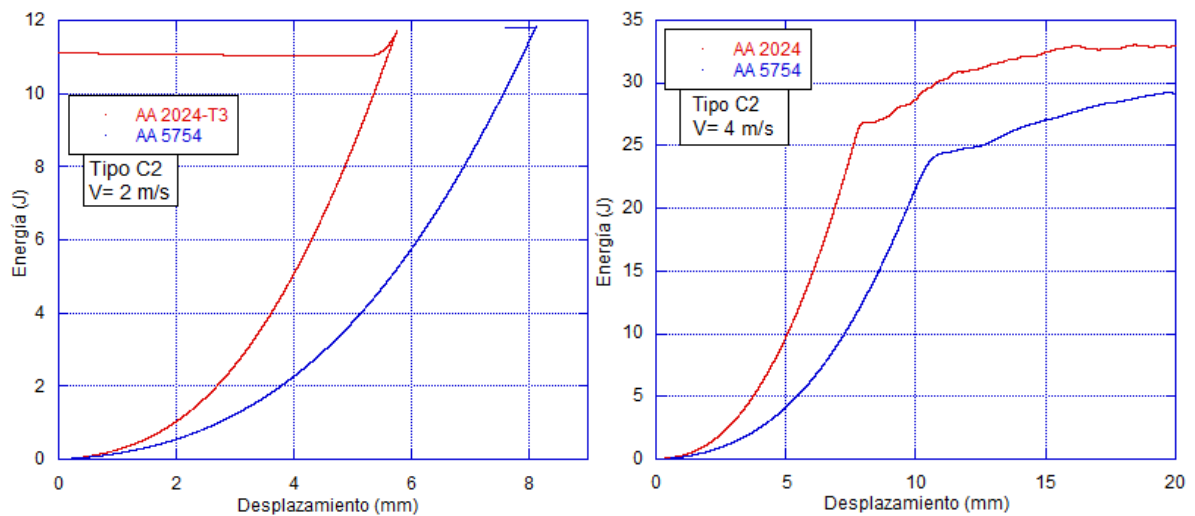


Figura 3.13. Curvas Energía vs Desplazamiento en probetas de tipo C2 en AA 2024-T3 y AA 5754.

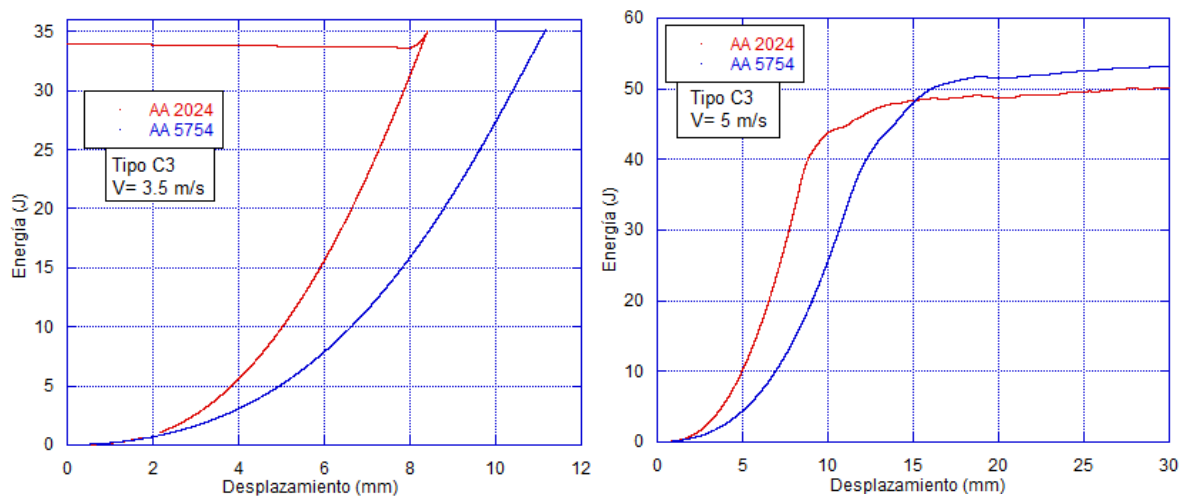


Figura 3.14. Curvas Energía vs Desplazamiento en probetas de tipo C3 en AA 2024-T3 y AA 5754.

La energía representada es la que se produce durante el impacto y perforación, si se da el caso de que esta se produzca. Por ello, también puede ser interpretada como la energía que absorbe la probeta durante el proceso.

Se pueden diferenciar claramente las formas de las curvas que no rompen (imágenes de la izqda. de las figuras 3.12., 3.13. y 3.14.) y las que si lo hacen (imágenes de la dcha. de las figuras 3.12., 3.13. y 3.14.). En todas las figuras se observa que para un mismo nivel de desplazamiento del percutor la energía absorbida por las probetas de 2024-T3 es mayor que en el caso de las probetas de 5754. También se observan mayores valores de desplazamiento para un mismo nivel de energía, lo que vuelve a evidenciar que el 5754 es más dúctil que el 2024-T3.

En las imágenes de la izquierda de las figuras 3.12., 3.13., y 3.14., (casos en los que la probeta no alcanza la rotura) se puede ver que las curvas correspondientes al AA 5754 alcanzan su valor máximo de energía y se mantiene constante mientras el desplazamiento disminuye. Sin embargo en el caso de la AA 2024-T3 se observa como las curvas alcanzan su valor máximo y disminuyen en forma de parábola al disminuir el desplazamiento, lo que se interpreta como la el valor de energía que se ha recuperado en el proceso de recuperación elástica.

Por otro lado, en las imágenes de la derecha de las figuras 3.12, 3.13., y 3.14., se observa claramente el punto en el que se produce el fallo de la probeta por el cambio brusco de pendiente de la curva. En el caso de probetas C3 a 5 m/s se observa que la curva es más suave que en los dos casos anteriores, esto se debe a que el fallo en ambos materiales se produce de una manera mucho más dúctil, lo que puede deberse a una dependencia con la velocidad de deformación.

Continuando con las imágenes en las que se produce el fallo del material, se puede observar los niveles de absorción de energía de ambos materiales antes del colapso. Siendo superior la AA 2024-T3 en todos los casos excepto para probetas de tipo C3 a velocidades de 5 m/s, donde no es evidente cuál de los dos materiales tiene un mejor comportamiento.

Por todo lo mencionado en este apartado, pero en particular por la capacidad de absorción de energía de cada material, es lógico que el 2024 sea comúnmente utilizado en componentes estructurales en la industria aeronáutica, llantas de automóviles, equipamiento ortopédico, etc.

Por otro lado el 5754, debido a que su principal aleante es el Mg, como todas las aleaciones de la serie 5XXX, se trata de un metal relativamente dúctil y se utiliza comúnmente en soldaduras químicas, suelos, etc. Aplicaciones que no requieren materiales con grandes capacidades de absorción de energía.

- Resultados en términos de triaxialidad.

A continuación se muestran curvas para cada uno de los materiales a una misma velocidad (2 m/s) variando la geometría de la probeta. De esta forma se pretende analizar si existe una influencia de la triaxialidad sobre el comportamiento del material.

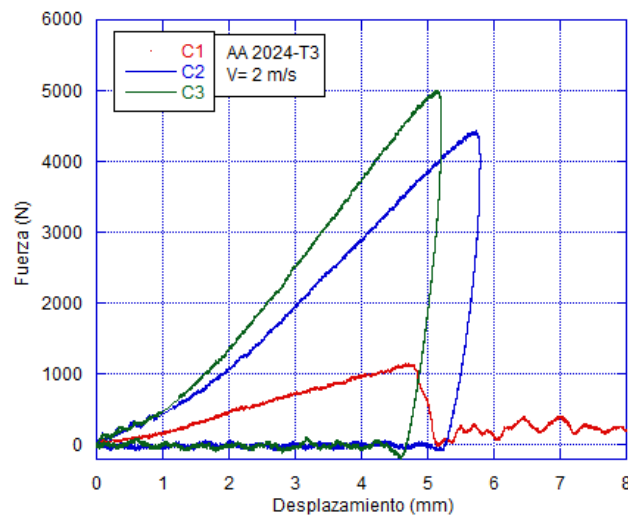


Figura 3.15. Curvas Fuerza vs Desplazamiento en probetas de AA 2024-T3 de tipo C1, C2 y C3.

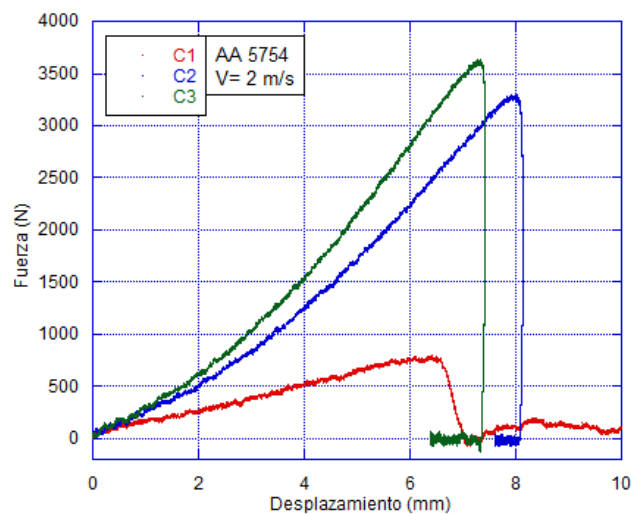


Figura 3.16. Curvas Fuerza vs Desplazamiento en probetas de AA 2024-T3 de tipo C1, C2 y C3.

Como se ha introducido anteriormente la geometría de la probeta influye directamente sobre la triaxialidad de la misma, y por lo tanto el campo tensional que se va a producir durante el ensayo. Siendo las probetas tipo C1 las que se verán sometidas a estados tensionales más próximos a estados uniaxiales de tensión, mientras que las de tipo C3 se verán sometidas a condiciones cercanas a estados biaxiales de tensión.

Como se puede ver, existe una influencia clara de la triaxialidad independientemente del material, ya que el comportamiento de las curvas es similar para las mismas geometrías de probeta. Conforme aumenta el valor de triaxialidad también aumenta la pendiente de la curva. Evidentemente vuelve a aparecer una componente de rigidez en la pendiente de la curva, debido a que a mayor cantidad de material, más resistencia ofrecerá la probeta a la hora del impacto.

- Resultados en términos de velocidad.

En este apartado se han representado curvas fuerza-desplazamiento para el mismo material y misma geometría variando la velocidad para poder analizar el efecto de esta en la respuesta mecánica del material.

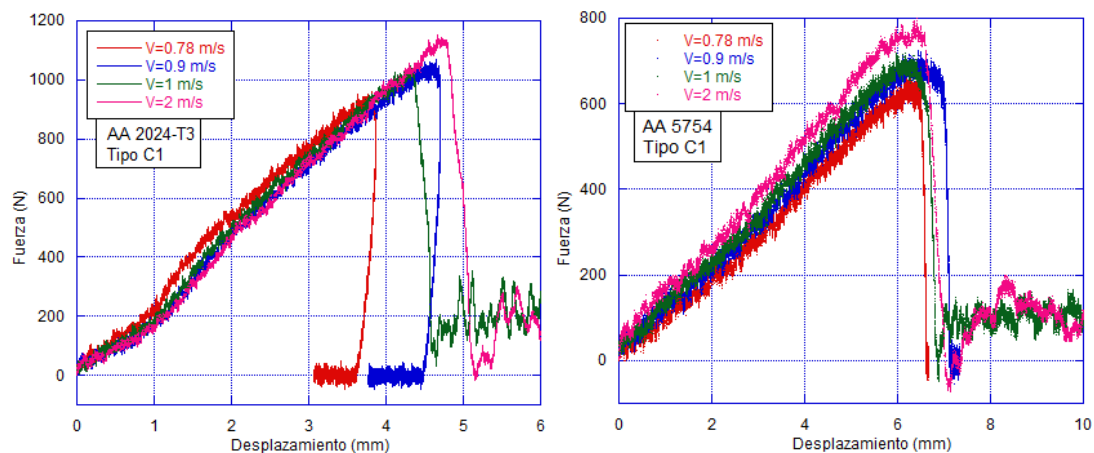


Figura 3.17. Curvas Fuerza vs Desplazamiento en probetas de AA 2024-T3 y AA 5754 de tipo C1, para distintas velocidades.

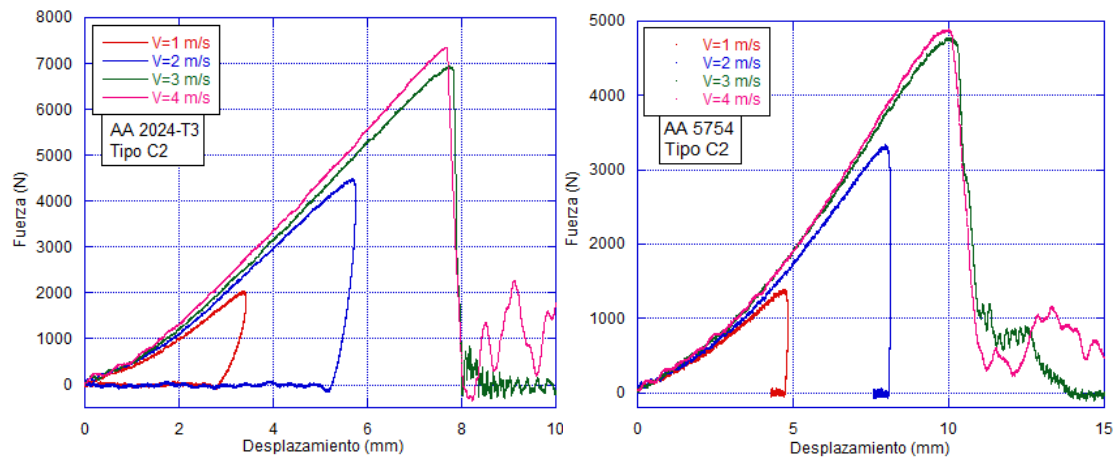


Figura 3.18. Curvas Fuerza vs Desplazamiento en probetas de AA 2024-T3 y AA 5754 de tipo C2, para distintas velocidades.

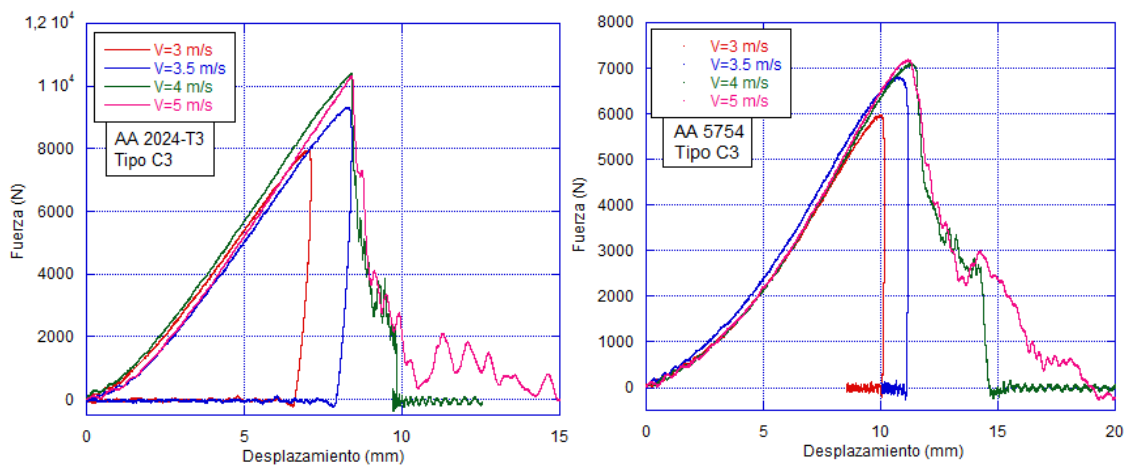


Figura 3.19. Curvas Fuerza vs Desplazamiento en probetas de AA 2024-T3 y AA 5754 de tipo C3, para distintas velocidades.

Un aumento en la velocidad de impacto del ensayo implica mayores velocidades de deformación. El endurecimiento por deformación que presentan ambas aleaciones de aluminio muestra una dependencia con velocidad de deformación [19-21]. De esta forma, los valores de la pendiente de las curvas fuerza-desplazamiento dependen directamente de la influencia sobre el endurecimiento del material de la velocidad de deformación aplicada durante el proceso de perforación. A la vista de los resultados obtenidos en este apartado se puede considerar que los efectos del endurecimiento por deformación son acusados en el proceso. Esta afirmación se basa en la evidencia de que existe una variación entre las pendientes de las curvas bajo las mismas condiciones de ensayo variando la velocidad de impacto.

En la figura 3.18., es en la que mejor se aprecia la diferencia. Existe una gran variación entre las pendientes de las curvas a 1 y a 4 m/s en ambos materiales. La interpretación de estos resultados es que hay una dependencia intrínseca con el endurecimiento por deformación. En base a la importancia de considerar una ley de endurecimiento que tenga en cuenta la sensibilidad a la velocidad de deformación en el endurecimiento por deformación, se ha propuesto una ley de endurecimiento de J-C para su utilización en el modelo numérico.

Respecto a esta Ley de endurecimiento existe una gran controversia a la hora de su ajuste. Como se puede ver en la ecuación 2.10., esta ley considera dentro de la expresión de la tensión un término directamente proporcional con la velocidad de deformación. La constante de ajuste para este término 'C' es el punto de controversia en la comunidad científica, puesto que existe una división de opiniones en cuanto al valor que esta variable debe tomar. Autores como J.D. Seidt [44], consideran que el valor de C debe ser tomado como cero, debido a que no se aprecia una influencia de la velocidad de deformación hasta velocidades de 5000 m^{-1} . El hecho de suponer nulo el valor de este parámetro indica que no se tiene en cuenta el efecto de la velocidad de deformación en el proceso de endurecimiento.

No obstante, en este trabajo y conforme a los resultados mostrados se considera que el valor de esta variable debe ser distinto de cero y positivo, lo que indica que se produce un aumento del endurecimiento con el aumento de la velocidad de deformación durante el proceso de impacto.

- Resultados en términos de Máxima fuerza alcanzada-Velocidad inicial del ensayo.

En este apartado se presentan los datos de máximo pico de fuerza alcanzada en cada ensayo frente a la velocidad inicial de impacto correspondiente. Estos datos han sido representados diferenciando el material y su correspondiente geometría. Se ha procedido a hacer un análisis de estos datos en función de la geometría y en función del material.

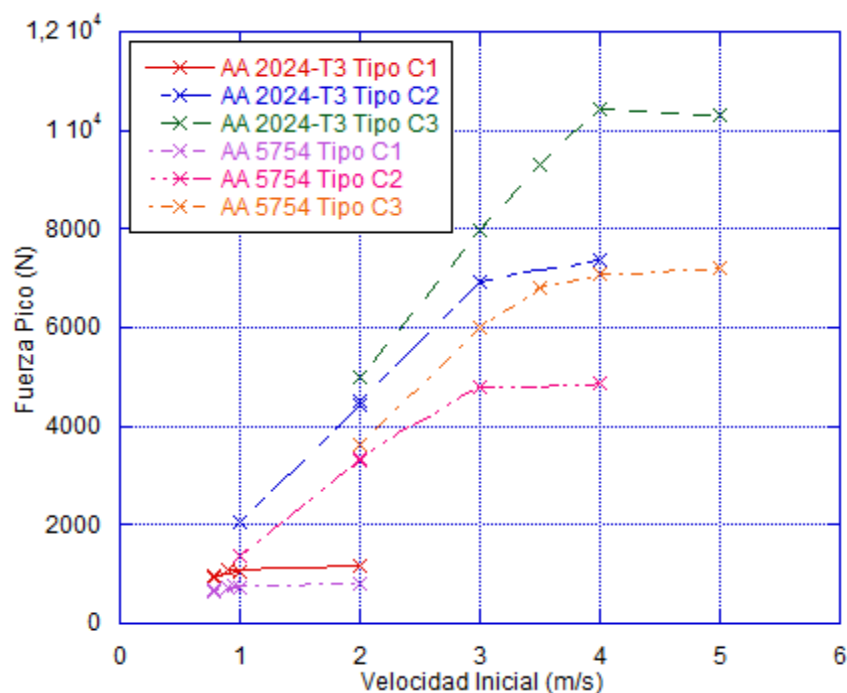


Figura 3.20. Representación Fuerza Pico frente a Velocidad de Impacto de todas las geometrías de ambos materiales.

En la figura 3.20., se puede apreciar que la pendiente de la curva aumenta conforme se varía la geometría de la probeta, para los dos materiales. Esto supone de nuevo una evidencia de que existe una influencia de la geometría, y por lo tanto de la triaxialidad. Se puede afirmar que junto con la triaxialidad, aumenta también la capacidad de absorción de energía de la probeta.

En cuanto a las diferencias que presentan las dos aleaciones comparando las curvas de las mismas geometrías, se observa una mayor capacidad de absorción de energía en la AA 2024-T3,

como se había observado anteriormente. Todas las curvas correspondientes a la AA 2024-T3 se encuentran por encima de las de la AA 5754.

Las pendientes de las curvas correspondientes a la misma geometría, en el tipo C1 son semejantes, lo que indica que la evolución de la fuerza absorbida en ambos materiales para esta geometría es similar. En el tipo C2, en rangos de velocidades iniciales de entre 1 y 2 m/s también son pendientes de valor aproximado, sin embargo cuando se supera ese rango de velocidades empiezan a distanciarse. En el caso de probetas de tipo C3, ocurre algo parecido a las C2. En el rango de velocidades comprendido entre 2 y 3 m/s se observan pendientes semejantes, mientras que cuando se supera dicho rango, comienzan a divergir. Esto puede deberse al carácter más rígido y elástico de la AA 2024-T3.

3.3.2. MODO DE DEFORMACIÓN Y FALLO.

En este apartado se presentan los resultados obtenidos en los ensayos y las conclusiones y explicaciones correspondientes, todo ello fundamentado en evidencias sobre las fotografías realizadas a las probetas ensayadas.

A lo largo de esta apartado se analiza el modo de fallo y deformaciones alcanzadas a partir de imágenes correspondientes a los distintos ensayos llevados a cabo.

- Análisis de las probetas de AA 2024-T3. (Ver tabla 1 del Anexo 1 para más detalles de los ensayos).

A continuación se muestran fotografías de las distintas geometrías de probeta fabricadas con esta aleación y ensayadas en este trabajo.

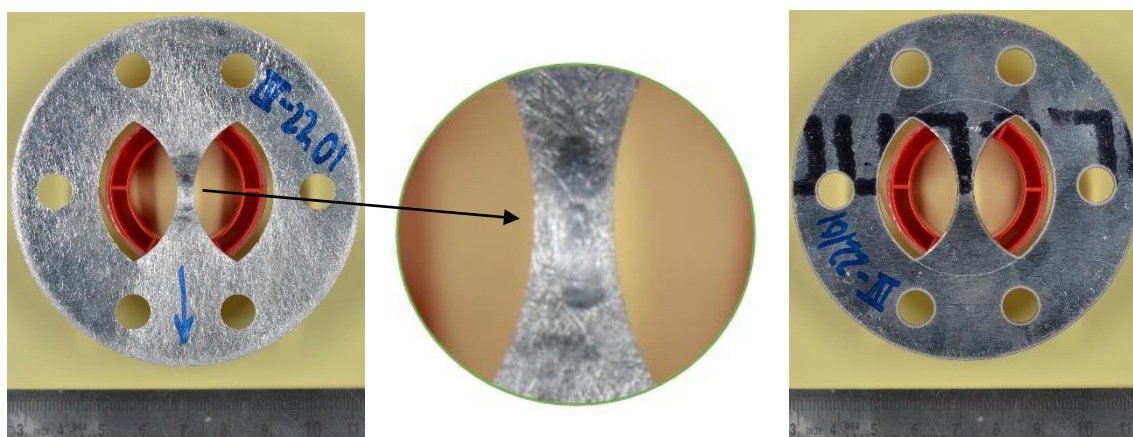


Figura 3.21. Probeta de AA 2024-T3, Tipo C1, IV-22.01, 0.78 m/s. (Izqda. Cara superior. Medio Ampliación huella del indentador en la probeta. Dcha. Cara inferior).

En primer lugar, se muestra la probeta con referencia IV-22.01. Se trata de un ensayo con un valor bajo de energía, 1.71 J, con una masa de 5.635 kg y a una velocidad de 0.78 m/s. Probeta que no rompe de las dos de tipo C1 de esta aleación que exponen en este trabajo. La baja energía del impacto junto a la capacidad elástica del material, hacen que la deformación generada en la probeta no sea muy considerable. Se puede observar como la huella generada por el percutor en la probeta tras el ensayo no es muy apreciable. Esto se debe a la recuperación elástica del material.

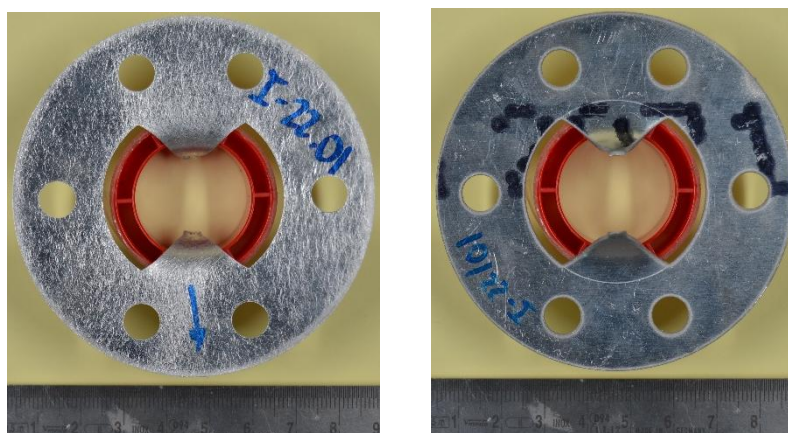


Figura 3.22. Probeta de AA 2024-T3, Tipo C1, I-22.01, 2 m/s. (Izqda. Cara superior. Dcha. Cara inferior).

Continuando con la misma geometría de probeta, tipo C1, manteniendo la misma masa, pero aumentando la velocidad del ensayo hasta 2 m/s, y como se indica la ecuación 3.1., aumentando así la energía del ensayo 11.27 J, se realizó el ensayo sobre la probeta I-22.01. En la figura 3.22., se puede observar cómo se produce la rotura de la probeta en el sentido transversal del fragmento de probeta comprendido entre las entallas. Cuanto mayor sea la entalla en la probeta, el ensayo será equiparable, en términos de tensión a un ensayo de tracción pura. Durante el proceso de impacto se genera una banda de cortadura, perpendicular al sentido de aplicación del esfuerzo de tracción, provocando el fallo de la probeta. La deformación permanente que se observa en la figura 3.22., se debe a que se alcanza el límite elástico y el régimen de trabajo pasa a ser plástico. Además, se produce el fallo por perforación en la probeta.

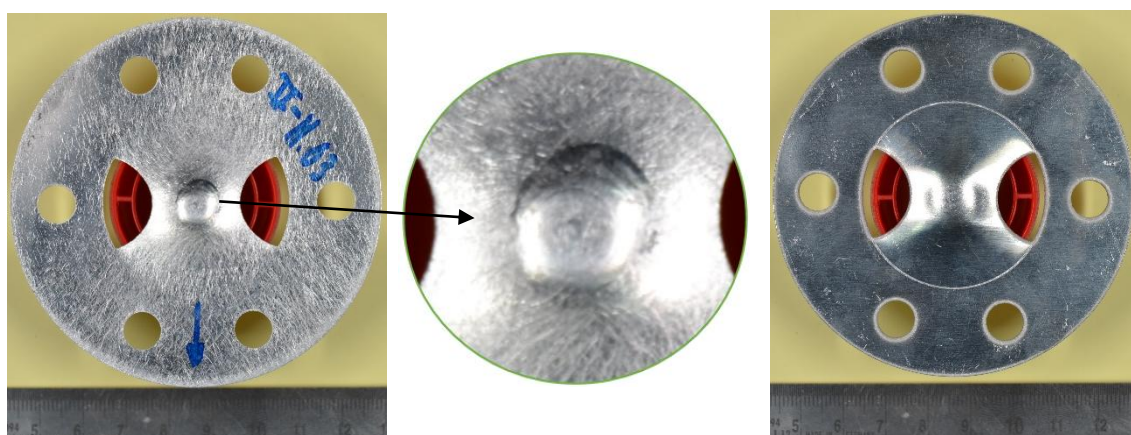


Figura 3.23. Probeta de AA 2024-T3, Tipo C2, V-11.03, 2 m/s. (Izqda. Cara superior. Medio. Ampliación huella del indentador en la probeta. Dcha. Cara inferior).

La probeta V-11.03 es una probeta con geometría tipo C2. El ensayo fue llevado a cabo con una masa de 5.635 kg, una velocidad de 2 m/s, y una energía de 11.27 J. Se trata del espécimen que no rompe de los dos analizados con esta geometría. En la figura 3.23., se puede observar como la huella que deja el percutor sobre esta probeta es mayor que las que deja en las de tipo C1 de la AA 2024-T3. Esto es debido, al aumento de la energía aplicada durante el ensayo. Parte de esta energía se transforma en deformación plástica, que se puede ver en el cambio de forma permanente en la probeta.

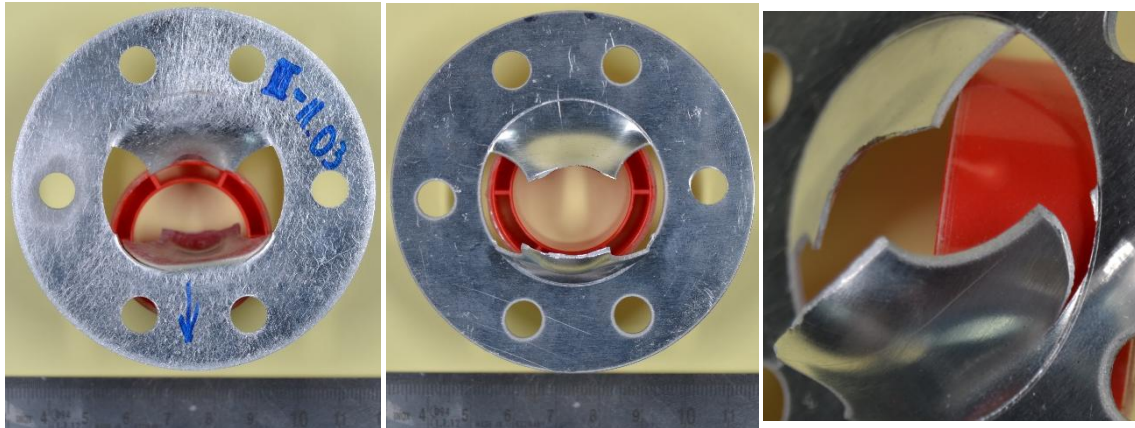


Figura 3.24. Probeta de AA 2024-T3, Tipo C2, III-11.03, 4 m/s. (Izqda. Cara superior. Medio. Cara inferior. Dcha. Detalle efecto de cortadura en la entalla de la probeta).

En la figura 3.24. se observa el resultado del ensayo llevado a cabo sobre la probeta III-11.03. Este ensayo se ha llevado a cabo con una masa de 5.635 kg, una velocidad de 4 m/s, lo que equivale a una energía de 45.08 J. En este ensayo se ha sobrepasado el límite de perforación, habiendo traspasado el percutor por completo la probeta. Se vuelve a observar un fallo de la probeta en la dirección trasnversal. Sin embargo aparecen efectos de cortadura en las entallas. Esto se debe a que estos puntos son concentradores de tensiones en el proceso de impacto. De esta forma se explica la propagación de una fisura siguiendo la dirección del radio efectivo de la probeta, como se puede observar en la imagen de la derecha de la figura 3.24..

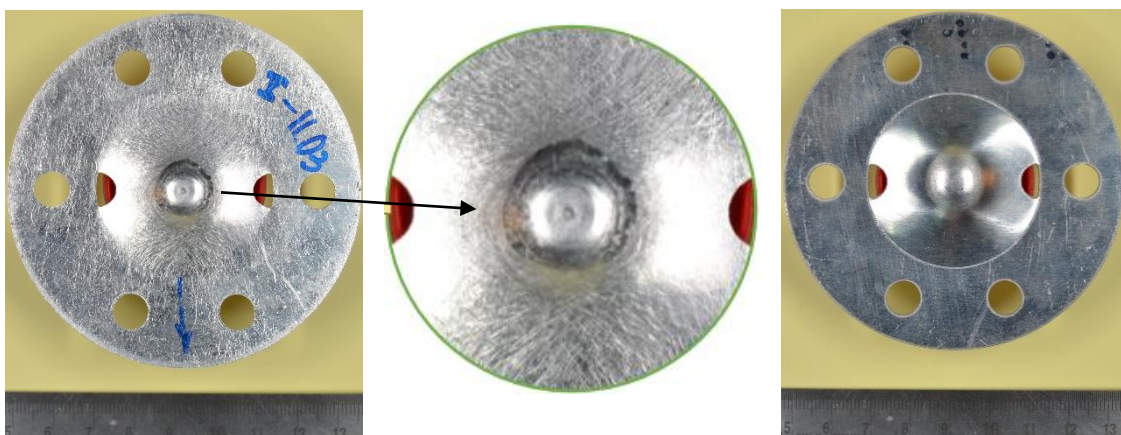


Figura 3.25. Probeta de AA 2024-T3, Tipo C3, X-11.03, 3.5 m/s. (Izqda. Cara superior. Medio. Ampliación huella del identador en la probeta. Dcha. Cara inferior).

En la figura 3.25., se muestra la probeta X-11.03 de tipo C3, sobre la cual se ha aumentado el rango de velocidades al que han sido expuestas las de esta geometría, partiendo de 2 m/s hasta y llegando hasta 5 m/s. Para esta probeta la velocidad inicial programada para el ensayo fue de 3.5 m/s, lo que equivale a una energía de 34.5 J aproximadamente. Sin embargo, no se produce un fallo en la probeta, sino que el aumento de energía en el impacto se traduce de nuevo en un aumento de la deformación plástica en la probeta. Evidencia de ello es la huella que ha producido el impacto del percutor en la probeta.

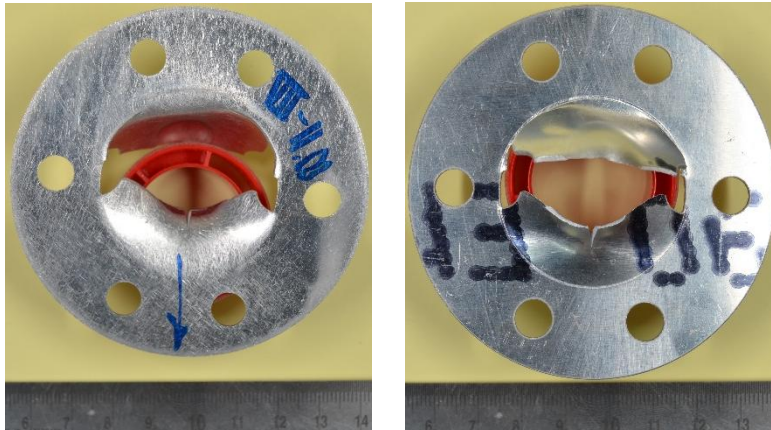


Figura 3.26. Probeta de AA 2024-T3, Tipo C3, VII-11.03, 5 m/s. (Izqda. Cara superior. Dcha. Cara inferior).

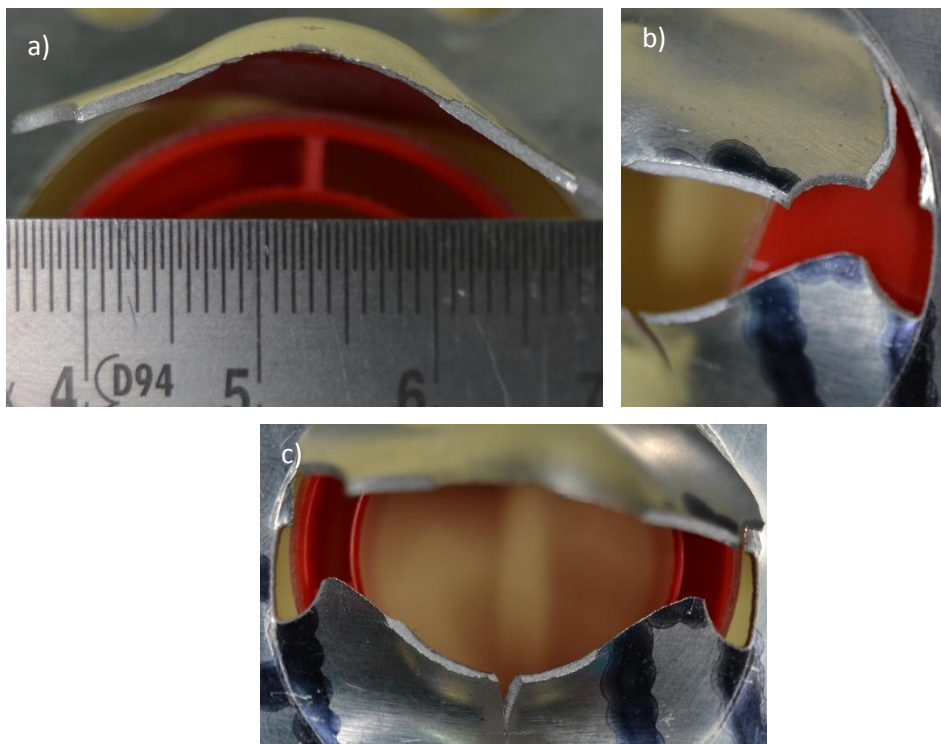


Figura 3.27. Detalles del trauma de la probeta de AA 2024-T3, Tipo C3, VII-11.03, 5 m/s. (a) Detalle de la rotura transversal. b) Detalle efecto de cortadura en la entalla de la probeta. c) Detalle efecto de cortadura en la dirección longitudinal).

En este caso, las figuras 3.26., y 3.27., muestran los efectos del impacto sobre la probeta VII-11.03. Para esta configuración de ensayo se ha alcanzado el máximo nivel de energía durante los ensayos que se han llevado a cabo para este trabajo, con una masa de 5.635 kg, una velocidad de 5 m/s, se ha alcanzado un valor de energía de 70.4 J. Como se puede observar en las figuras antes mencionadas, el percutor ha perforado por completo la probeta. Para llevar a cabo este ensayo fue necesario utilizar el sistema de alta energía de la torre, puesto que la altura desde la que tiene que ser lanzado el percutor para alcanzar la velocidad de 5 m/s en el ensayo no era suficiente.

En la figura 3.26., se observa como el percutor traspasa la probeta por completo. El fallo de la probeta vuelve a producirse principalmente por la propagación de una fisura en el sentido transversal. Al igual que en las probetas de geometría tipo C2 se observan efectos de cortadura en las entallas que se propagan a lo largo del perímetro de la circunferencia de radio efectivo. Sin embargo, en este caso aparece una fisura en la dirección longitudinal, que se puede ver en la imagen c) de la figura 3.27. Esto se debe a que al ser una geometría de probeta cuyas entallas son pequeñas comparadas con la superficie efectiva, se comienza a producir un efecto llamado “petalling”. Este efecto consiste en que durante la perforación de la probeta se generan “pétalos” de material. Sin embargo, en este caso no se puede considerar que se produzca completamente, puesto que el fallo se produce por la predominancia de la propagación de la fisura transversal.

- Análisis probetas de la AA 5754. (Ver tabla 2 del Anexo 1 para más detalles de los ensayos).

A continuación se muestran fotografías de las distintas geometrías de probeta fabricadas en esta aleación y ensayadas en este trabajo.

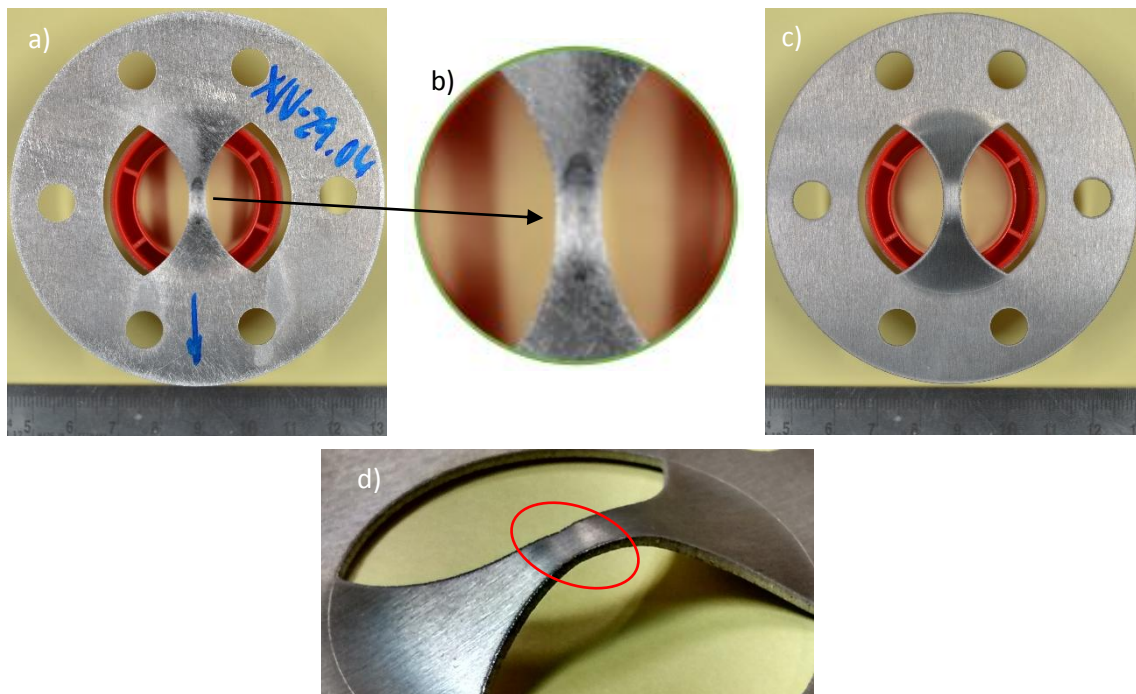


Figura 3.28. Probeta de AA 5754, Tipo C1, XIV-29.04, 0.78 m/s. (a) Cara superior. b) Ampliación huella del indentador en la probeta. c) Cara inferior. d) Banda de cortadura.).

En esta figura se puede observar el ensayo con referencia *XIV-29.04*. Realizado en las mismas condiciones que el *IV-22.01*, masa 5.635 kg, velocidad 0.78 m/s y energía 1.71 J, pero variando la aleación de aluminio. Se ve que la deformación plástica para el mismo valor de energía en el ensayo es mucho mayor, llegando a una diferencia de deflexión máxima de 3 mm en la dirección del impacto, pero sin alcanzar la perforación. Esto se debe una vez más a la diferencia de comportamiento entre ambas aleaciones. El comportamiento más dúctil de la AA 5754 hace que las probetas de esta aleación se deformen mucho más antes de alcanzar la tensión de rotura, sin embargo esta es mucho menor que en la AA 2024-T3.

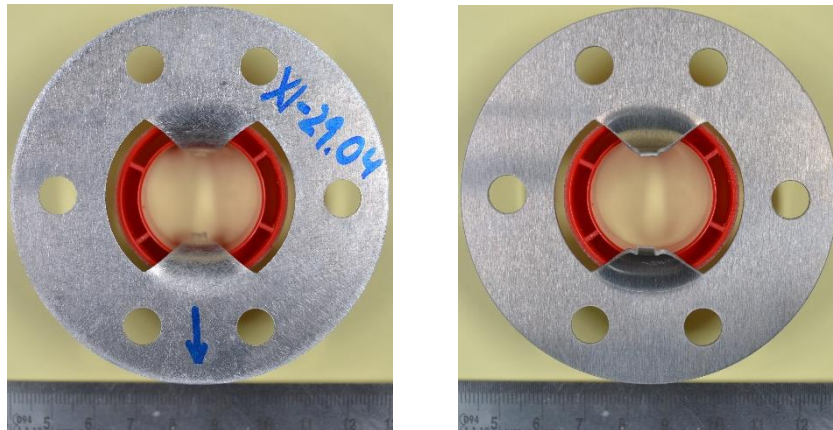


Figura 3.29. Probeta de AA 5754, Tipo C1, XI-29.04, 2 m/s. (Izqda. Cara superior. Dcha. Cara inferior).

Se puede ver en la figura 3.29., el trauma producido en el ensayo *XI-29.04*. Las condiciones de este y del *I-22.01* son las mismas, 5.635 kg, 2 m/s y 11.27 J. Al igual que en el *I-22.01*, se produce perforación en el ensayo. Se podría interpretar que el comportamiento de las dos aleaciones para estas condiciones de ensayo es la misma. Sin embargo, en la imagen de la derecha de la figura 3.8., se puede ver como el proceso de endurecimiento es completamente distinto, y también el pico de fuerza y la deformación a la que corresponde.

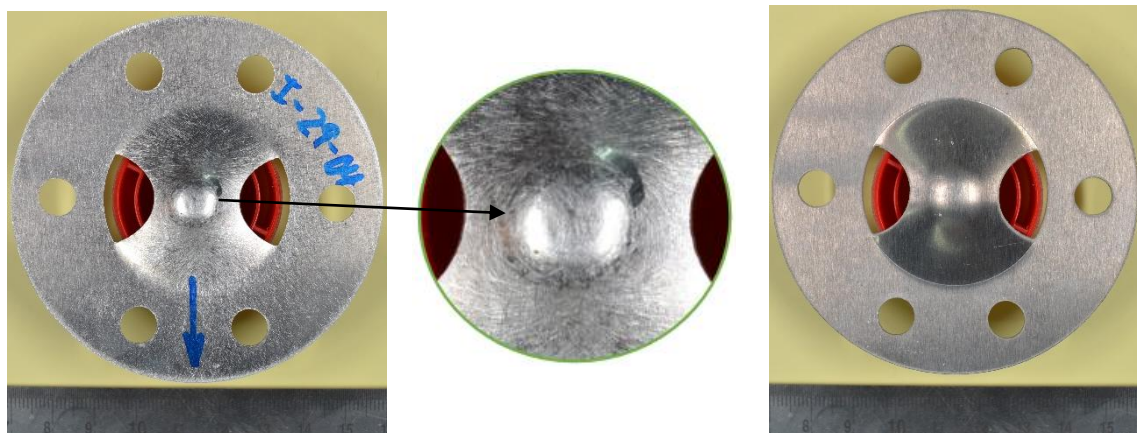


Figura 3.30. Probeta de AA 5754, Tipo C2, I-29.04, 2 m/s. (Izqda. Cara superior. Medio Ampliación huella del indentador en la probeta. Dcha. Cara inferior).

En la figura 3.30., se muestra el ensayo *III-29.04*. Realizado en las mismas condiciones que el ensayo *V-11.03*, 5.635 kg, 2 m/s y 11.27 J. Se observa de nuevo un aumento en la deformación plástica si comparamos ambos ensayos entre sí. Se observa también, que a diferencia del ensayo *V-11.03*, en este se produce perforación. Además, se puede apreciar como en la huella que deja el percutor sobre la cara superior de la probeta, comienzan a formarse ligeras bandas de cortadura. Si se acude a la figura 3.9., se puede observar la diferencia de comportamiento y la diferencia en términos de deformación que existe para un mismo valor de fuerza.

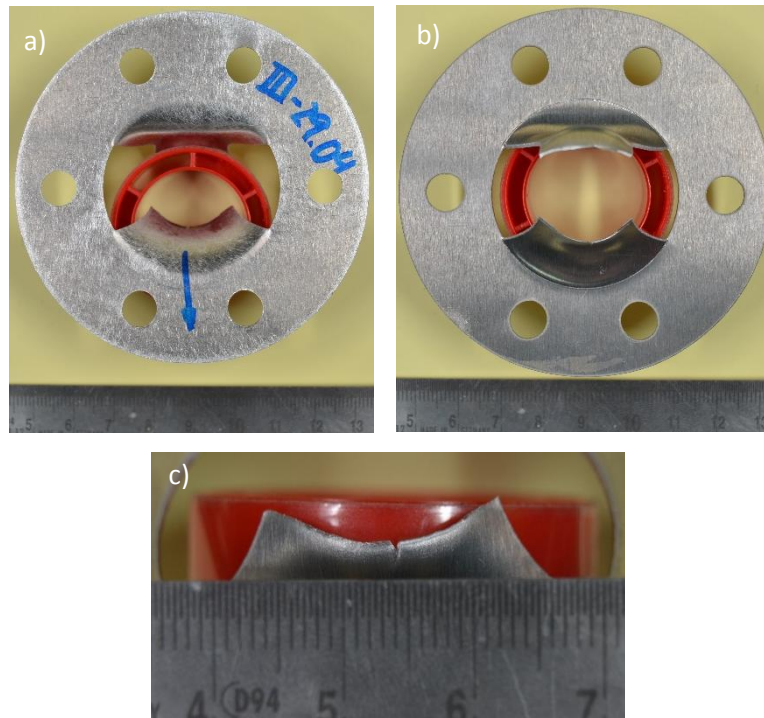


Figura 3.31. Probeta de AA 5754, Tipo C2, III-29.04, 4 m/s. (a) Cara superior. b) Cara inferior. c) Detalle efecto de cortadura en la dirección longitudinal).

En la figura 3.31., se observan los efectos del impacto sobre el espécimen con referencia *III-29.04*. La configuración para este ensayo ha sido la misma que en el *III-11.03*, 5.635 kg, 4 m/s y 45.08 J. Con esta configuración se alcanza la perforación. Se puede ver cómo influye el carácter dúctil de la AA 5754 en el resultado del ensayo. A diferencia de lo ocurrido en la probeta *III-11.03*, en la que aparecen esfuerzos de cortadura en las entallas, en esta, debido a su mayor capacidad de deformación, la probeta se deforma antes de alcanzar la tensión de rotura en las entallas y que por lo tanto, aparezcan las fisuras. A pesar de esto aparece una fisura en el sentido longitudinal, como se puede ver en la imagen c) de la figura 3.31. Esta fisura es posterior al fallo de la probeta en la dirección transversal, puesto que de no ser así se hubiese propagado más de lo que lo ha hecho.

Además tiene sentido que conforme se aumenta la triaxialidad aumente la aparición de fisuras en ambas direcciones, pero sobre todo en la dirección longitudinal. Al aumentar los niveles de triaxialidad, variando la geometría de la probeta, se varía el estado tensional comenzando con un estado uniaxial de tensión (tipo C1) y pasando por un estado biaxial de tensión (tipo C2). Al estar en el caso de un estado próximo a tensión biaxial, durante el ensayo se están produciendo esfuerzos de tracción en la probeta, en las direcciones longitudinal y transversal. Lo que explica la aparición de grietas en las dos direcciones.

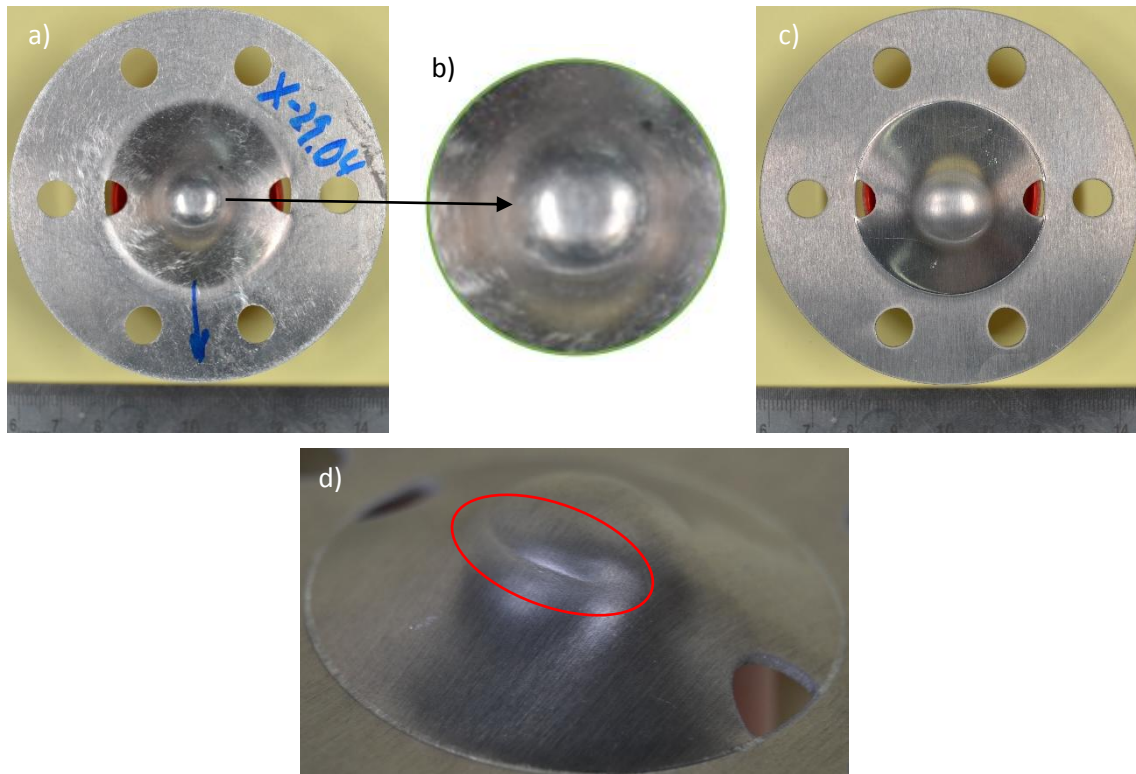


Figura 3.32. Probeta de AA 5754, Tipo C3, X-29.04, 3.5 m/s. (a). Cara superior. b) Ampliación huella del indentador en la probeta. c) Cara inferior. d) Banda de cortadura).

En la figura 3.32., aparece el trauma producido por el impacto del percutor sobre la probeta para el ensayo X-29.04. Este ensayo ha sido configurado con una masa de 5.635 kg, 3.5 m/s y una energía de 34.51 J. No se produce perforación en el ensayo. Junto a la figura 3.28., son en las que mejor se aprecian las bandas de cortadura que posteriormente dan lugar al fallo de la probeta en el sentido transversal. Como se puede ver, la deformación producida durante el ensayo vuelve a ser mayor que en el caso de la AA 2024-T3 para las mismas condiciones. Además al formarse bandas de cortadura en este caso, para un mismo nivel energético, el fallo tiene lugar antes en esta aleación, como se muestra en la figura 3.10.

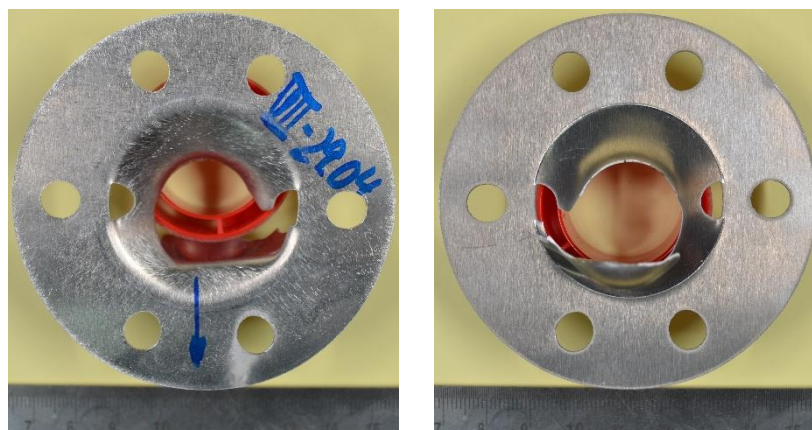


Figura 3.33. Probeta de AA 5754, Tipo C3, VII-29.04, 5 m/s. (Izqda. Cara superior. Dcha. Cara inferior).

En las figuras 3.33., y 3.34., se observan las imágenes de la probeta ensayada VII-29.04. El ensayo ha sido realizado en las mismas condiciones que el VII-11.03, 5.635 kg, 5 m/s y 70.4 J. En la figura 3.33., se puede apreciar como el percutor ha perforado completamente la probeta durante el ensayo.

No obstante, aunque las condiciones del ensayo han sido las mismas para las probetas de ambas aleaciones, el modo de fallo es completamente distinto. Se observan efectos de cortadura en las entallas. Esto es debido a que estas actúan como concentradores de tensiones en el momento del impacto, por lo que son los puntos críticos para la iniciación del fallo.

A diferencia de la probeta de AA 2024-T3 (figuras 3.26. y 3.27.), en esta el fallo se produce de manera irregular. La fisura comienza en una de las entallas, pero se propaga de forma irregular, siguiendo el contorno de la huella que deja el impactador. Esto puede ser debido al carácter dúctil de esta aleación.

Mientras que un material más rígido falla de modo que la fractura se pueda considerar frágil, la deformación plástica previa al colapso de la probeta es pequeña. Un material con carácter dúctil, deforma plásticamente absorbiendo gran parte de la energía del impacto antes de la rotura.

En las imágenes de la figura 3.27., se aprecia como en la AA 2024-T3, las fisuras se propagan de forma más regular siguiendo una trayectoria determinada, como ocurre con el perímetro de la circunferencia efectiva. En cambio, en el caso de la AA 5754 el fallo de la probeta se aprecia más irregular, sin seguir ninguna trayectoria específica.

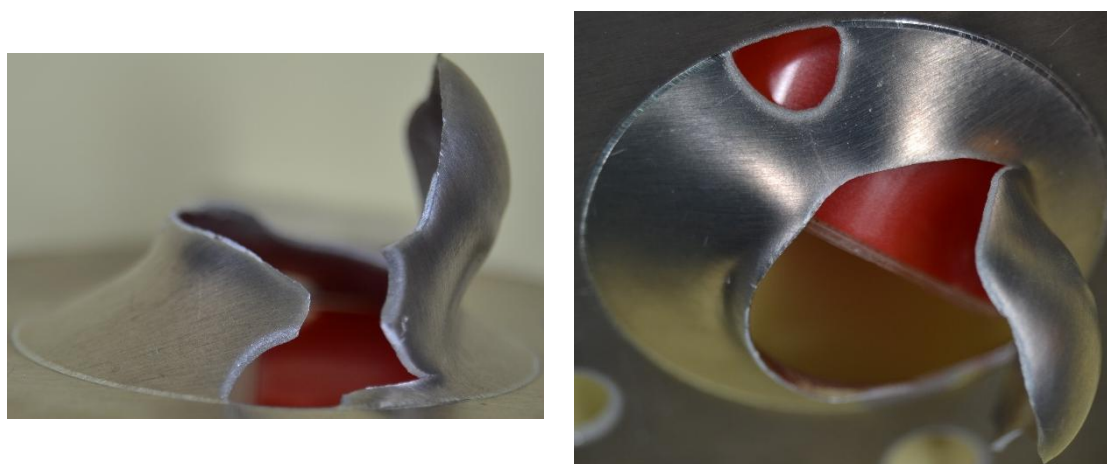


Figura 3.34. Detalles trauma de la probeta de AA 5754, Tipo C3, VII-29.04, 5 m/s. (Izqda. Detalle efecto de cortadura en la entalla. Dcha. Propagación irregular de la fisura).

CAPÍTULO 4. MODELIZACIÓN NUMÉRICA DEL COMPORTAMIENTO TERMOVISCOPLÁSTICO

4.1. INTRODUCCIÓN.

En este capítulo se lleva a cabo la descripción de los modelos numéricos que reproducen el proceso de impacto en torre de caída sobre las probetas de la aleación de la AA 2024-T3. Puesto que los materiales considerados han sido ampliamente estudiados y caracterizados, se ha llevado a cabo un estudio bibliográfico de las distintas aproximaciones propuestas por los distintos autores tanto para la ley de endurecimiento como para el criterio de fallo.

Se han implementado modelos numéricos que simulan el comportamiento termoviscoplastico de la AA 2024-T3 y la respuesta estructural de las probetas ensayadas frente a distintas configuraciones de ensayo. El estudio de este apartado se ha centrado en reproducir las condiciones de los ensayos experimentales desarrollados para llevar a cabo una validación del modelo numérico posteriormente. Para desarrollar correctamente un modelo numérico es necesario definir por un lado el comportamiento del material mediante una ley de endurecimiento y un criterio de fallo, además de sus propiedades elásticas. También se deben definir correctamente las condiciones de contorno que van a regir cada ensayo.

Los modelos numéricos se han desarrollado sobre el código comercial *Abaqus/Explicit*.

4.2. DEFINICIÓN DE LA GEOMETRÍA DE LAS PROBETAS, PERCUTOR Y CONDICIONES DE CONTORNO.

A continuación se detalla la geometría de las probetas ensayadas y del percutor con el que han sido impactadas en la torre de caída.

Dentro del modelo generado en Abaqus están definidas 4 “*part*” distintas, que se corresponden con el percutor, probeta tipo C1, probeta tipo C2 y probeta tipo C3.

- Modelo del percutor.

Para los ensayos se utilizó un percutor de acero con punta hemisférica. Para modelarlo se creó una “*part*” y se definió un sólido rígido de tipo “*Analytical rigid body*” y “*Extruded Shell*”. (Figura 4.1.).

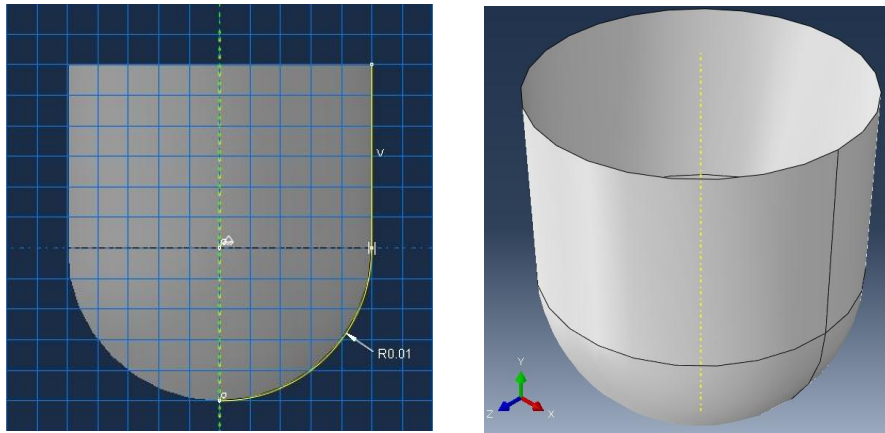


Figura 4.1. Percutor modelado como “Analytical rigid body”.

El radio de la punta del percutor son 10 mm, la longitud desde que termina la semiesfera hasta el final del percutor son 15 mm por lo que en total mide 25 mm de largo y 20 mm de diámetro. La definición del percutor como sólido rígido permite reducir el coste computacional del problema. En los ensayos experimentales no se han observado evidencias de deformaciones sobre el percutor, por lo tanto se puede asumir la hipótesis de considerarlo como un sólido rígido no deformable. Además Abaqus tiene un tipo de elemento y por ende una malla predeterminada para este tipo de sólidos, por lo que de esta manera se reduce el coste computacional del problema y no es necesario mallar el percutor.

El tipo de elemento que Abaqus asigna a los sólidos rígidos es ARSR (*Analytical Rigid Solid Region*).

Para que el sólido rígido quede correctamente definido, es necesario crear un “*Reference point*” (RF) para asociar a este las propiedades inerciales, condiciones de contorno, etc.

Una vez creado, se procede a asignar a dicho punto la masa que posee el percutor. Esto se hace, en el módulo *Interaction*. Y se crea una “*Inertia*” de tipo “*Point Mass/Inertia*” que se asigna al RF. La masa asignada tiene un valor de 5.659 Kg que se corresponde con 0.177 Kg del percutor, 1.182 Kg de la barra instrumentada y 4.3 Kg de la estructura metálica en la que va montada la barra.

Desde el módulo *Load*, donde se asignan al percutor las condiciones de contorno y las variables predefinidas para el modelo. En primer lugar se genera una restricción en el movimiento del percutor, para reducir el coste computacional del problema, como una “*Boundary condition*” de tipo “*Displacement/Rotation*” dejando libre solo la dirección del impacto.

Para terminar, se le asigna al RF del percutor una velocidad que es la que se cambiará en función de las condiciones del ensayo que se quiera simular. Se crea un “*Predefined Field*” de tipo “*Velocity*” con el valor y la dirección deseados.

- Modelo de las probetas.

La geometría de las probetas utilizadas ya fue descrita en el apartado 3.2.2. Se trata de probetas con la geometría y dimensiones mostradas en la figura 3.7., y de espesor 1 mm.

Se creó una *part* para cada geometría de probeta, C1, C2 y C3. Han sido definidas como sólidos deformables, como “*part*” de tipo “*Deformable*” y “*Solid*” de tipo “*Extrusion*”. En la figura 4.2., se muestran los diseños de las tres *part*.

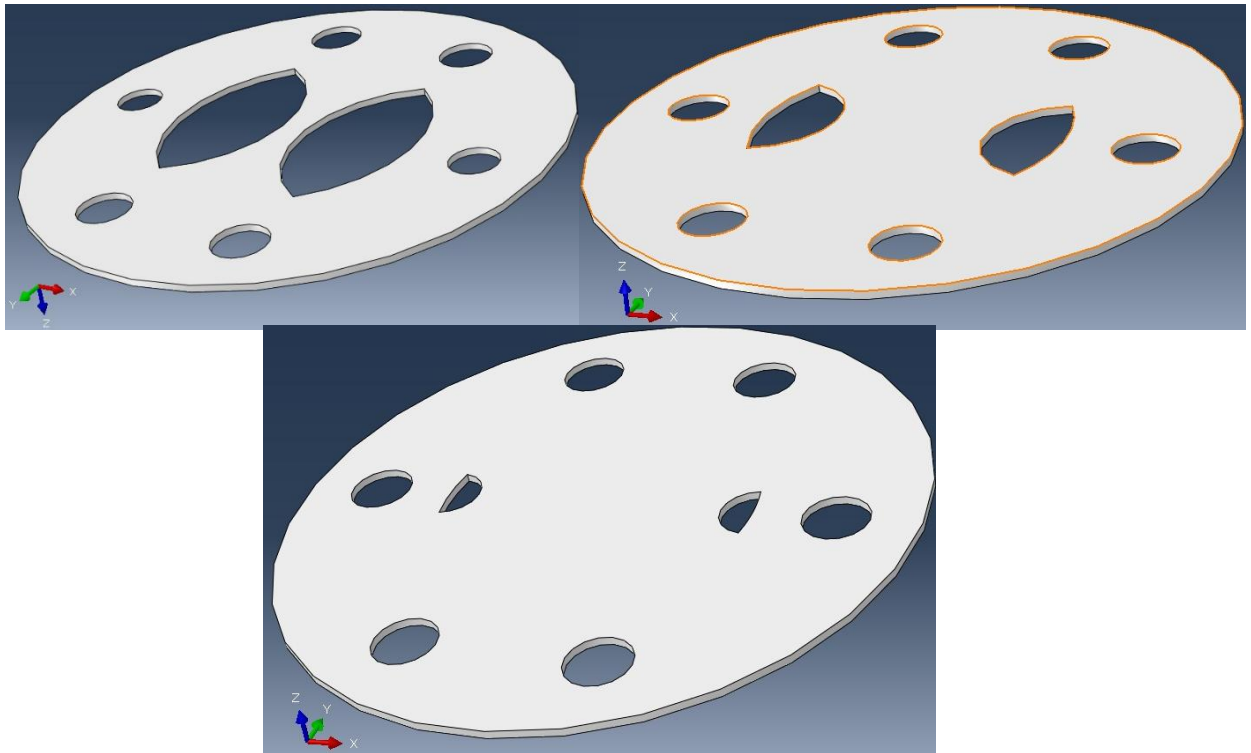


Figura 4.2. “Parts” TipoC1, TipoC2 y TipoC3.

En cuanto al proceso de mallado llevado a cabo en los diseños de las probetas, se ha procedido de la misma manera para las tres geometrías. Como se puede observar en la figura 4.3., se diferencian en todas las geometrías dos zonas. En primer lugar, la zona de impacto del percutor o “Zona 0”, queda delimitada por el diámetro efectivo de la probeta. Y la zona de sujeción o “Zona 1”, que es la zona en la que se encuentran los taladros y donde se hacen efectivas las condiciones de contorno impuestas en la realidad por la combinación del macho y la hembra del útil.

Realmente se hubiese podido optar por modelizar tan solo la “Zona 0” añadiendo en los bordes las condiciones de contorno oportunas. Sin embargo, se ha mantenido la geometría completa, con la “Zona 0” y “Zona 1”, de la probeta para facilitar la identificación visual.

Ha sido definido un “*Predefined Field*” de tipo “*Temperature*”, que asocia un valor temperatura a toda la probeta, de modo que la probeta posee una temperatura de 293 K en el momento inicial del ensayo.

A continuación se procede con la descripción de las regiones que componen la probeta.

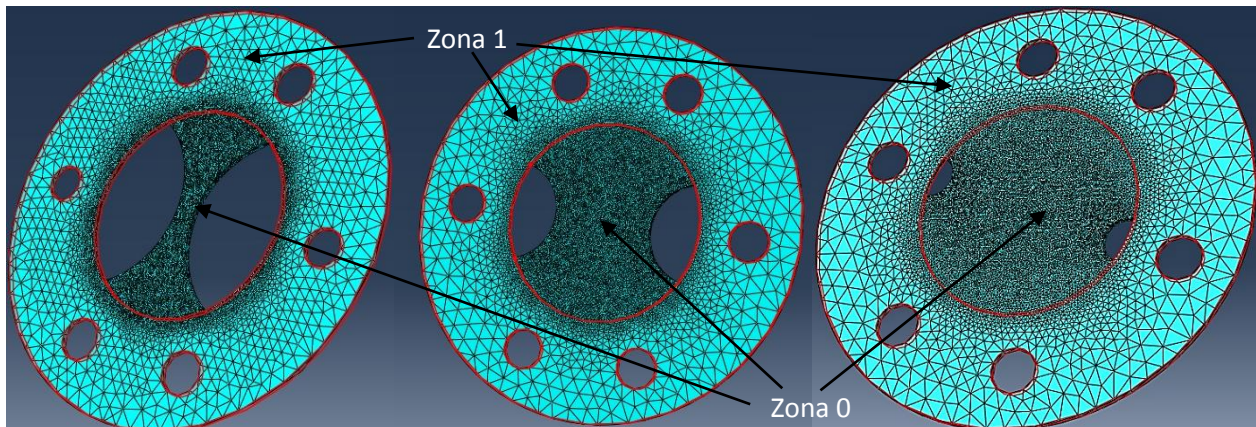


Figura 4.3. “Parts” TipoC1, TipoC2 y TipoC3, diferenciando las Zonas 0 y 1.

· “Zona 0” o área de impacto: Es la región donde se centra el análisis y donde tiene lugar el proceso de perforación e interacción entre la placa y el percutor. Es necesaria una correcta definición del mallado sobre esta zona puesto que será a partir de la cual se inicie el proceso de perforación y fallo de la probeta. Esta zona está delimitada por el radio efectivo de la probeta, que para todas las geometrías es de 20 mm, siendo el doble del radio del percutor.

Hay que destacar que en una primera aproximación, se propusieron elementos hexaédricos para la definición de la malla. Sin embargo, estos elementos no simulaban correctamente los mecanismos de fallo debidos a efectos de “petalling” generados en las probetas con menor entalla, ya que este tipo de elementos limita la propagación de las fisuras. Por esto, se decidió utilizar elementos tetragonales, que permiten mayor libertad en la propagación de las grietas. Además se ha optado por elementos lineales en vez de cuadráticos por reducir el coste computacional del problema sin apreciarse diferencias considerables en los resultados.

Para las probetas con geometría de tipo C1 el número de elementos que componen esta zona es de 119322, para las de tipo C2 de 112419 y para las de tipo C3 de 130438. Este mallado ha sido resultado de un proceso de optimización de la malla verificando la adecuación de ésta al problema dado. Además, a diferencia de la Zona 1, se ha definido un número de 4 elementos a lo largo del espesor de la probeta.

· “Zona 1” o área de sujeción: Con un diámetro exterior de 80 mm y uno interior de 40 mm, es la región de la superficie de la probeta sobre la que se impone la condición de contorno restringiendo todos los grados de libertad (zona empotrada). Estas condiciones reproducen las impuestas por el útil durante el ensayo. La condición de contorno ha sido definida como “Boundary condition” de tipo “Encastre” quedando restringidos los movimientos lineales y los giros en todas las direcciones del espacio para esta región.

Se han empleado elementos tetraédricos para la definición del mallado de esta zona para los tres tipos de geometría empleados. Se han utilizado este tipo de elementos debido a que son mejores de cara a simular procesos de perforación, ya que permiten mayor libertad en la propagación de las fisuras. Concretamente los elementos utilizados fueron “linear”. Se

escogieron de tipo lineal puesto que la diferencia en los resultados del problema respecto a los obtenidos con cuadráticos no era significativa y utilizando los lineales se reduce el coste computacional del problema. Según la notación de Abaqus, los elementos utilizados son de tipo C3D4.

Para evitar problemas de distorsión de elementos durante el cálculo del problema y permitir el desarrollo completo de la simulación, se activaron las opciones de “*Element deletion*” y “*Distorsion control*”.

El número de elementos de esta zona cambia en función de la geometría, siendo así, 50442 para el tipo C1, 17076 para el tipo C2 y 17734 para el tipo C3.

- Definición del contacto y tipo de análisis.

En todos los casos se creó un *step* de tipo *Dinamic-Explicit* y cuyo tiempo de ensayo es dependiente del ensayo y modelo empleado. Para todos los casos se generó un *field output* cuyos campos mostrados son los que proporciona Abaqus por defecto más el campo *failure/fracture* donde se activa la variable SDEG que proporciona el valor para el daño acumulado en cada elemento, y la variable Status que contrala la eliminación de elementos. Además se generó un *history output* genérico en el que se incluye la variable CFTM, dentro del apartado “*Contact*”, que es la que cuantifica la fuerza que se produce durante el contacto. Tanto para el *field output* como para el *history output* se utilizó una *Frecuency* de tipo *Evenly spaced time intervals* donde se eligió para cada caso un número de intervalos en función del tiempo de ensayo definido.

Es necesario definir el contacto entre la *Zona 0* correspondiente a la zona de impacto de la probeta y el percutor. Desde el módulo de interacción se definió en primer lugar un contacto entre ambas partes (identador y placa) definido por un contacto normal “*hard contact*” (para impedir la penetración de un cuerpo sobre el otro), y otro tangencial con un coeficiente de fricción de 0.05. Este contacto se definió además de tipo “*Kinematic contact method*”, definiendo la superficie del identador como *First surface* y como *Second surface* la región de nodos completa que conforma la placa. De esta manera nos aseguramos no solo de que se identifique el contacto con la superficie superior de la placa, sino que cuando vayan eliminándose elementos de esta superficie se mantenga el contacto con los elementos que van quedando.

4.3. DEFINICIÓN DE MATERIALES.

En este apartado se detallan la ley de endurecimiento, el criterio de plastificación y el criterio de fallo que han sido utilizados en este Trabajo Fin de Grado para modelizar la AA 2024-T3.

Como se expone en el capítulo 2 de este trabajo, la ley de endurecimiento que se ha utilizado en este trabajo ha sido la de Johnson-Cook, al igual que se muestra que el criterio de plastificación utilizado es el J_2 o *Von Mises*, y que el criterio de fallo utilizado ha sido el Johnson-Cook. A continuación se detalla uno por uno su implementación en el modelo.

En cuanto a la definición del material, es necesario en primera instancia introducir la densidad y las propiedades el comportamiento elástico del material (módulo de Young y coeficiente de Poisson). Estas propiedades se muestran en la tabla 4.1.

	Densidad	Módulo de Young	Coefficiente de Poisson
Unidades	Kg/m ³	Gpa	-
AL 2024-T3	2700	70	0,33

Tabla 4.1. Propiedades Aluminio 2024-T3.

Para continuar con la definición del material, después de la definición de su comportamiento en la zona elástica se ha de hacer lo mismo con la zona plástica

- Ley de endurecimiento de Johnson-Cook (J-C).

Como se ha dicho anteriormente el criterio de endurecimiento, que se encarga de definir el comportamiento plástico del material es el J-C. A continuación se especifican tanto la expresión como las constantes para dicha ley:

$$\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}_p, \dot{\bar{\varepsilon}}_p, T) = [A + B(\bar{\varepsilon}_p)^n] \cdot \left[1 + C \ln\left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}_p}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0}\right)\right] \cdot (1 - T_H^m) \quad \text{Ecuación 4.1.}$$

Límite elástico	Coefficiente de endurecimiento	Coefficiente de sensibilidad al endurecimiento por deformación	Coefficiente de sensibilidad a la velocidad de deformación	Coefficiente de ablandamiento térmico	Temperatura de fusión	Velocidad de deformación plástica de referencia
A (Mpa)	B (Mpa)	n	C	m	T _{melt} (K)	(s ⁻¹)
245	414	0,8	0,015	1	775	3,33·10 ⁻⁴

Tabla 4.2. Constantes del Aluminio 2024-T3 para la ley de endurecimiento J-C [45].

Puesto que en la ley de endurecimiento hay un término que considera la temperatura, se ha definido la temperatura inicial de la probeta, y además se ha seleccionado la opción “*Include adiabatic heating effects*”, en el *step* adicional creado. Esta opción hace que se tengan en cuenta las variaciones de temperatura originadas por el contacto entre el percutor y la probeta.

Estas variaciones de temperatura conllevan variaciones de la deformación plástica. El aumento de temperatura genera un ablandamiento térmico en el material, lo que genera un mayor nivel de deformación plástica cuando se produce el impacto.

Este gradiente de temperatura se puede expresar en función de la tensión, la deformación plástica y la velocidad de deformación como:

$$\Delta T(\sigma, \varepsilon^p, \dot{\varepsilon}^p) = \frac{\beta}{\rho C_p} \int_{\varepsilon^e}^{\varepsilon^p} \sigma(T, \varepsilon^p, \dot{\varepsilon}^p) d\varepsilon^p \quad \text{Ecuación 4.2.}$$

Siendo β el coeficiente de Quinney Taylor, que para todas las aleaciones metálicas es 0.9, y C_p es el calor específico a presión constante. Abaqus define de forma intrínseca la transferencia de calor por conducción entre elementos contiguos cuando se define la conductividad térmica del material.

Para que Abaqus pueda calcular el gradiente de temperatura antes mencionado, es necesario que se introduzcan en la definición del material algunas propiedades térmicas del material. (Tabla 4.3.)

Conductividad térmica	Calor específico	Coeficiente de Quinney Taylor
$\alpha(\text{W/m}\cdot\text{K})$	$C_p(\text{J/Kg}\cdot\text{K})$	β
152	900	0,9

Tabla 4.3. Propiedades para el cálculo de incrementos de temperatura del Aluminio 2024-T3.

- Criterio de fallo de Johnson-Cook (J-C).

Para finalizar con la modelización del comportamiento del material, se ha definido el modelo de fallo, que en este trabajo ha sido un J-C. Este criterio de fallo fue explicado en el capítulo 2, y está definido por la siguiente ecuación, y en la tabla 4.4., se puede ver las dos configuraciones encontradas en la literatura para la AA 2024-T3.

$$\bar{\epsilon}_f = D_1 + D_2 e^{\left(D_3 \frac{\sigma_h}{\sigma}\right)} \cdot \left[1 + D_4 \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0}\right)\right] \cdot [1 + D_5 T_H] \quad \text{Ecuación 4.3.}$$

	D1	D2	D3	D4	D5
Configuración 1	0.15	0.15	-1.5	0.011	0
Configuración 2	0.35	0.35	-1.5	0.011	0

Tabla 4.4. Configuraciones de constantes del criterio de fallo J-C del Aluminio 2024-T3 [46].

Para introducir los parámetros y determinar el criterio de fallo empleado, Abaqus no permite introducirlo de la misma manera que el resto de propiedades desde el módulo *Properties*. Por lo que se ha añadido una línea de comando en el “*Keywords*” del modelo. En la pestaña de “*Model*”, “*Edit Keywords*”. En la sección de definición del material, debajo de las líneas de comando que definen la ecuación constitutiva se añade la siguiente línea de comando:

“*Shear Failure, type= JOHNSON COOK, element deletion= yes, D1, D2, D3, D4, D5”

Donde D1, D2, D3, D4 y D5 son las constantes correspondientes a la configuración del criterio de fallo que queramos implementar.

El comando “*element deletion= yes*” en la línea de comando añadida, indica al programa que en cuanto un elemento llegue al valor que el criterio de fallo indica como crítico, este se elimine, y el programa no lo tendrá en cuenta para seguir calculando la solución del problema. Existe un parámetro D dependiente de la temperatura, la tensión, la deformación plástica equivalente y la velocidad de deformación, que cuando toma el valor unidad es cuando se elimina el elemento. Este parámetro viene dado por la siguiente expresión:

$$D(\overline{\varepsilon}_p, \dot{\overline{\varepsilon}}_p, T, \sigma^*) = \sum \left(\frac{\overline{\Delta \varepsilon}_p}{\varepsilon_f^p(\dot{\overline{\varepsilon}}_p, T, \sigma^*)} \right) \quad \text{Ecuación 4.4.}$$

La deformación crítica de fallo se ha definido constante para cada geometría de probeta ensayada. Los valores de deformación final para cada tipo de probeta están expresados en la Tabla 4.5.

	ε_f
Tipo C1	0,326
Tipo C2	0,435
Tipo C3	0,55

Tabla 4.5. Valor de ε_f (deformación de fallo J-C) para los distintos tipos de entalla.

CAPÍTULO 5. VALIDACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO Y ANÁLISIS DE RESULTADOS NUMÉRICOS

5.1. INTRODUCCIÓN.

En este apartado se expone la validación del modelo numérico para las distintas configuraciones de ensayo que se han analizado en el capítulo 3. El modelo ha sido validado comparando los resultados numéricos con los experimentales en términos de curvas fuerza-desplazamiento, analizando el valor máximo de fuerza alcanzado en cada configuración estudiada, así como la pendiente descrita y la deflexión total presentada por cada espécimen.

5.2. VALIDACIÓN EN TÉRMINOS DE CURVAS FUERZA – DESPLAZAMIENTO.

En este apartado se comparan las curvas de resultados obtenidos mediante los ensayos experimentales y mediante el modelo numérico.

Una vez modelados y simulados los distintos casos, se ha comprobado que la deformación de fallo varía con la triaxialidad y el parámetro de Lode propios de cada probeta. Por ello, se ha definido un valor de deformación de fallo para cada una de las probetas consideradas. Esto quiere decir que la definición de la ley de endurecimiento es la misma para las tres geometrías sin embargo, la definición del fallo del material varía.

Hay que decir que ninguna de las configuraciones propuestas por otros autores para el criterio de fallo reproducía correctamente el fallo para las distintas entallas, por ello se decidió asociar un valor de deformación de fallo a cada una de las geometrías.

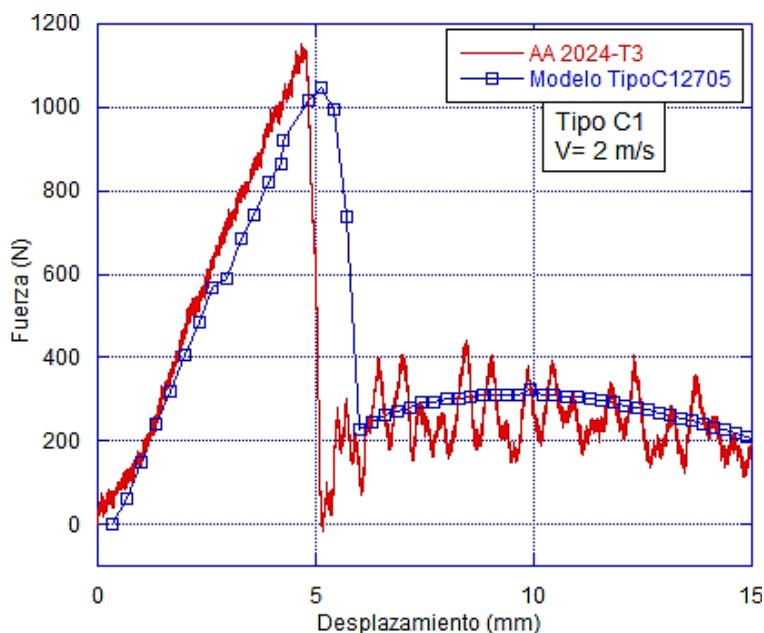


Figura 5.1. Comparación de curvas experimental y numérica Fuerza – Desplazamiento de una probeta tipo C1 a 2 m/s.

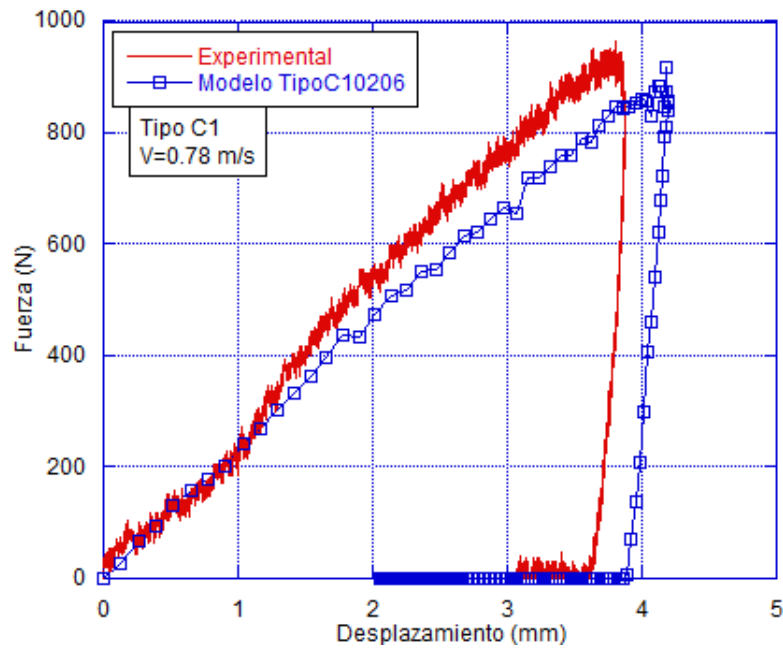


Figura 5.2. Comparación de curvas experimental y numérica Fuerza – Desplazamiento de una probeta tipo C1 a 0.78 m/s.

Para este tipo de geometría el valor de deformación de fallo está fijado para $D1=0.326$. Se puede observar en la figura 5.1., y 5.2., como el modelo predice con exactitud el proceso de impacto y perforación, el modelo predice el valor máximo de fuerza alcanzado para este tipo de geometría con un error máximo del 1.4 %, lo que significa que el modelo consta de una alta precisión. La pendiente con la que evoluciona el endurecimiento es similar en la curva experimental y en la numérica. Finalmente la deflexión que se aprecia tras el impacto en la probeta es algo más dúctil en el modelo numérico.

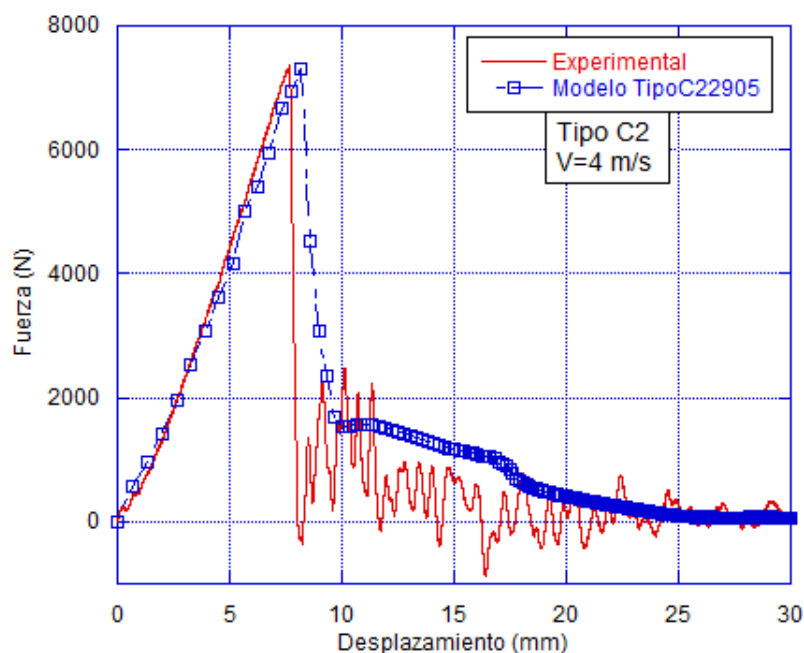


Figura 5.3. Comparación de curvas experimental y numérica Fuerza – Desplazamiento de una probeta tipo C2 a 4 m/s.

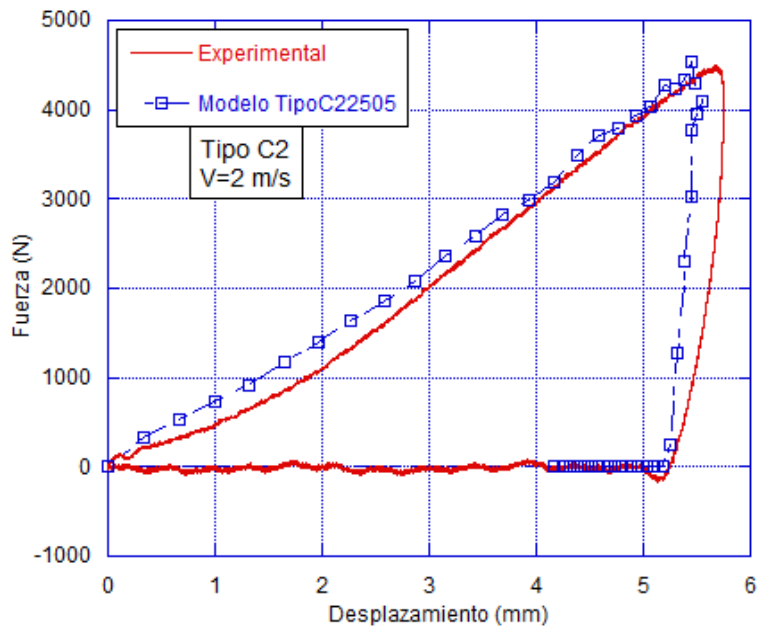


Figura 5.4. Comparación de curvas experimental y numérica Fuerza – Desplazamiento de una probeta tipo C2 a 2 m/s.

Para la geometría tipo C2, se observa como los resultados obtenidos con el modelo mejoran. Para esta geometría se ha definido un $D1 = 0.435$. Tanto en el caso en el que se produce perforación como en el que no, figuras 5.3., y 5.4. En este caso la reproducción del modelo del proceso de endurecimiento mejora respecto de la geometría anterior. Además, el error que se alcanza en el pico máximo de fuerza es de un 0.8%, por lo que el modelo definido para la AA 2024-T3 reproduce de manera precisa la evolución del endurecimiento.

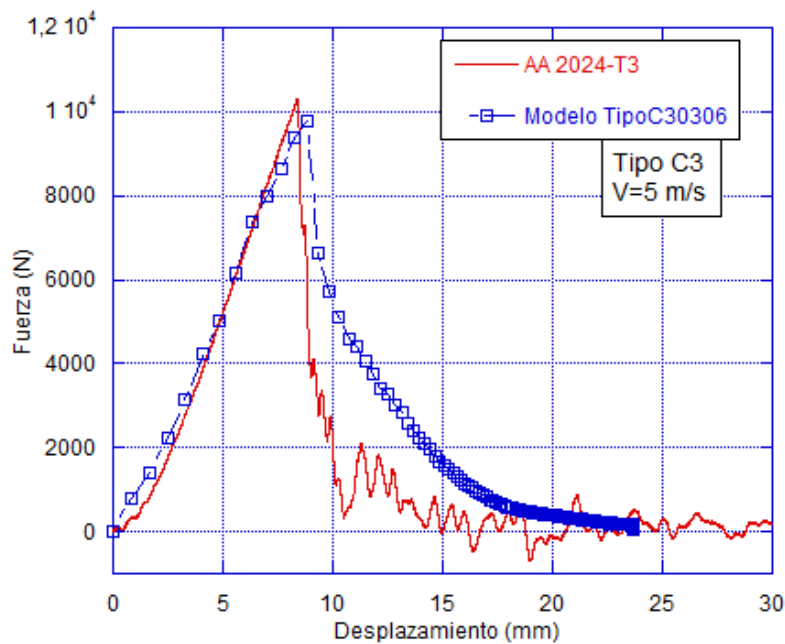


Figura 5.5. Comparación de curvas experimental y numérica Fuerza – Desplazamiento de una probeta tipo C3 a 5 m/s.

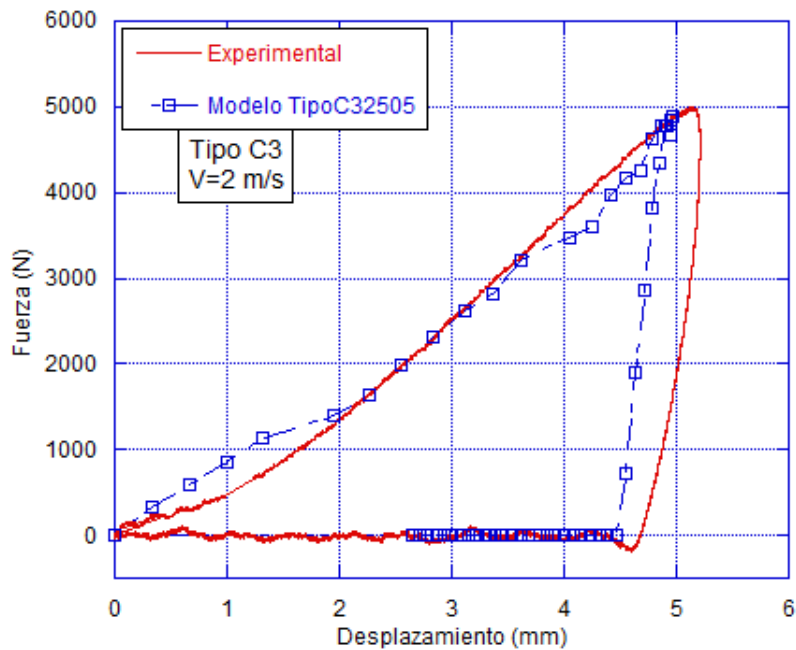


Figura 5.6. Comparación de curvas experimental y numérica Fuerza – Desplazamiento de una probeta tipo C3 a 2 m/s.

Finalmente, para la geometría tipo C3, en el caso en el que se alcanza la perforación, se simula mejor el proceso de endurecimiento (en términos de pendiente de la curva) que en el caso en que no se alcanza el fallo. Para el caso en el que no se produce perforación, el error de pico de fuerza máximo cometido por el modelo numérico tiene un valor del 2.38%, y en el caso en el que sí se alcanza la perforación es del 5.08%. Se observan menores deflexiones en las curvas procedentes del modelo.

Para finalizar, se puede determinar que el modelo numérico reproduce con exactitud el proceso de impacto, tanto en los casos en los que se alcanza el fallo de la probeta como en los que no. El valor máximo de error en términos de máximo pico de fuerza es de 5.08%. Este valor se considera un error asumible. Por lo tanto, se puede determinar que los modelos definidos son capaces de reproducir las distintas configuraciones de ensayo que se han realizado en el dispositivo de torre de caída. Como ya se ha dicho previamente en otros apartados de este Trabajo de Fin de Grado, con un modelo numérico que reproduzca el proceso correctamente, como es el caso, se puede llevar a cabo un análisis mucho más exhaustivo. Este análisis ha sido llevado a cabo en términos de tensiones, deformaciones, además de triaxialidad y parámetro de Lode. Se ha identificado que estos parámetros tienen una gran influencia sobre la deformación de fallo. El procedimiento experimental no permite estudiar la evolución de estos parámetros durante el ensayo, siendo estrictamente necesario el desarrollo de un modelo numérico que posibilite una mejor comprensión del proceso de perforación.

Por lo tanto se puede concluir afirmando que la definición de la ley de endurecimiento y el criterio de fallo según Johnson-Cook para la AA 2024-T3, es una definición válida para el comportamiento termoviscoplastico de esta aleación. Así, este modelo es capaz de reproducir el proceso de perforación bajo las condiciones de impacto definidas sobre probetas de AA 2024-T3.

5.3. ANÁLISIS DE LA DEPENDENCIA DE LA DEFORMACIÓN DE FALLO CON EL PARÁMETRO DE LODE.

Tanto los resultados experimentales como los resultados numéricos muestran una dependencia de la deformación de fallo con el parámetro de Lode. Para una correcta definición del criterio de fallo de la aleación de aluminio 2024-T3 es necesario incluir un término asociado a la influencia de este parámetro. A partir de los resultados aportados por el modelo numérico se ha llevado a cabo una estimación de la deformación de fallo asociada a cada tipo de entalla bajo unas condiciones de ensayo dadas. Se ha calculado el parámetro de Lode para el instante en el que comienza a fallar el material en el modelo. Obteniendo unos valores en función del tipo de probeta que concuerdan con la teoría expuesta en el *Capítulo 2* de este trabajo.

	Tipo C1	Tipo C2	Tipo C3
Valor teórico Parámetro de Lode	≈ 1	$-0,5 < \mu < 0,5$	≈ -1
Parámetro de Lode	0,729	0,01	-0,994
$D1=\varepsilon_f$	0,326	0,435	0,55

Tabla 5.1. Valor del parámetro de Lode teórico, experimental obtenido en el instante del fallo del material y deformación de fallo para los distintos tipos de entalla.

Se verifica que las probetas tipo C1, próximas a un estado uniaxial, presentan un valor de Lode cercano a 1. El valor no coincide, pero se aproxima debido a que cuanto más estrecha sea la región, más próximo será el valor del parámetro de Lode a 1. En el tipo C2 toma un valor muy próximo a cero, lo que significa cortadura pura. Y el tipo C3, es donde más claramente se observa la similitud con el valor experimental. El valor para un estado biaxial de tensión es -1, y el valor obtenido de los resultados de la simulación es - 0.994.

Con los resultados obtenidos en términos de influencia del parámetro de Lode sobre la deformación de fallo (Figura 5.7.), se propone a continuación una modificación en el criterio de fallo de J-C, para ajustar la deformación de fallo considerando la geometría de la entalla y el estado tensional aplicado sobre ella.

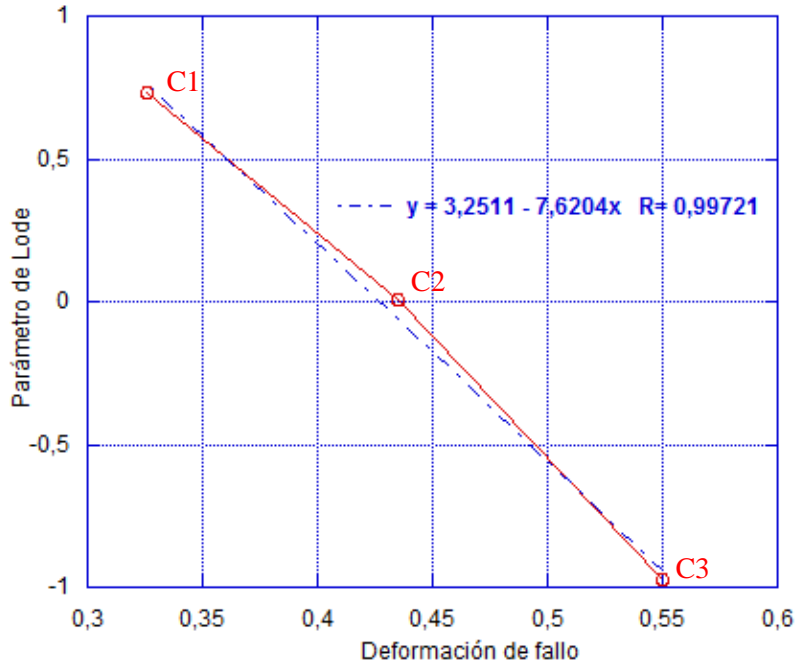


Figura 5.7. Representación de la correlación entre los valores de parámetro de Lode y deformación plástica de fallo para los distintos tipos de probeta ensayados.

En la figura 5.7., se han representado los valores de deformación de fallo frente a los valores de parámetro de Lode, correspondientes a las distintas geometrías (C1, C2 y C3). Se observa como existe una relación lineal, que se rige por la expresión que aparece en la figura 5.7.

Por lo tanto, la propuesta de modificar el criterio de fallo consiste en la adición de un término multiplicativo obtenido de la correlación entre los valores del parámetro de Lode y de la deformación de fallo crítica para cada tipo de geometría.

De esta manera el criterio de fallo de J-C modificado, incluyendo el término que indica la existencia de la influencia del parámetro de Lode en la deformación de fallo sería de la forma:

$$\overline{\varepsilon_f^p} = \left[D_1 + D_2 e^{\left(D_3 \frac{\sigma_h}{\sigma} \right)} \right] \cdot \left[1 + D_4 \ln \left(\frac{\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_0} \right) \right] \cdot [1 + D_5 T_H] \cdot [D_6 + \bar{\theta} \cdot D_7] \quad \text{Ecuación 5.1.}$$

Siendo $\bar{\theta}$ el parámetro de Lode y D_6 y D_7 son los coeficientes que establecen una correlación lineal entre la deformación de fallo y el parámetro de Lode.

CAPÍTULO 6. CONCLUSIONES

6.1. INTRODUCCIÓN.

En este Trabajo Fin de Grado se ha estudiado el comportamiento frente a condiciones de impacto en torre de caída de las aleaciones de aluminio 2024-T3 y 5754. Se ha evaluado la influencia de la presión hidrostática y del tercer invariante de la tensión desviadora en la respuesta de ambas aleaciones. Para ello se han considerado tres geometrías de probeta asociadas a distintos valores de triaxialidad y parámetro de Lode.

En conjunto con los ensayos experimentales, se ha desarrollado un modelo numérico que permite un mejor análisis de los resultados de un estudio de la influencia de la triaxialidad y del parámetro de Lode en la deformación de fallo. Este modelo se ha validado en términos de curvas fuerza-desplazamiento con los resultados experimentales obtenidos en este trabajo.

Finalmente se ha propuesto un criterio de fallo basado en la formulación del de J-C que define la deformación crítica de fallo como función de la triaxialidad, parámetro de Lode, velocidad de deformación y la temperatura.

6.2. ACTIVIDADES REALIZADAS.

- Puesta a punto del dispositivo torre de caída (INTRON CEAST 9300) propiedad del Departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras.
- Diseño de un útil para ensayar probetas circulares. Complemento para universalizar el útil anteriormente diseñado para probetas cuadradas.
- Desarrollo de un procedimiento experimental de ensayos HASEK en torre de caída. Los ensayos se han llevado a cabo en tres geometrías distintas de probeta, que tienen asociados unos valores específicos de triaxialidad y parámetro de Lode, (tipo C1, tipo C2 y tipo C3) y sobre dos aleaciones distintas (AA 2024-T3 y AA 5754).
- Ajuste de los parámetros correspondientes a la ley de endurecimiento J-C y criterio de fallo J-C, que han sido utilizados para modelizar la AA 2024-T3.
- Desarrollo de un modelo numérico que permite analizar de manera más exhaustiva el proceso de perforación. Este modelo ha permitido evaluar la influencia de la triaxialidad y el parámetro de Lode, entre otros parámetros, en el comportamiento del material.
- Validación del modelo numérico mediante la comparación entre los datos obtenidos en los ensayos experimentales y los obtenidos con el modelo numérico.
- Análisis de la influencia del parámetro de Lode en la deformación de fallo y proposición de una modificación en el criterio de fallo J-C acoplando un término en el que el parámetro de Lode se muestra directamente proporcional a la deformación.

6.3. CONCLUSIONES.

A continuación se desarrollan las principales conclusiones obtenidas a partir de la realización de este Trabajo Fin de Grado.

- *Puesta a punto del dispositivo torre de caída (INTRON CEAST 9300) propiedad del Departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras.*

Los conocimientos necesarios para comprender el funcionamiento y operar el dispositivo, y así llevar a cabo los ensayos en el dispositivo han sido adquiridos.

- *Diseño de un útil para ensayar probetas circulares. Complemento para universalizar el útil anteriormente diseñado para probetas cuadradas.*

Se ha llevado a cabo el diseño de un nuevo útil que complementa al que ya poseía el dispositivo de torre de caída para probetas cuadradas. De esta manera se universaliza el útil anterior pudiendo realizar más tipos de ensayos con el mismo. A su vez se garantiza unas condiciones de contorno idóneas. Pudiendo asumir así la completa fiabilidad de los resultados obtenidos en los ensayos experimentales.

- *Desarrollo de un procedimiento experimental de ensayos HASEK en torre de caída. Los ensayos se han llevado a cabo en tres geometrías distintas de probeta (tipo C1, tipo C2 y tipo C3) y sobre dos aleaciones distintas (AA 2024-T3 y AA 5754).*

Se ha desarrollado un procedimiento experimental para realizar ensayos HASEK en las tres distintas geometrías de probeta de las dos distintas aleaciones. Se han planificado baterías de ensayos definiendo las distintas configuraciones ensayadas. De esta manera se ha procedido con el posterior análisis de la influencia de la geometría, la velocidad inicial del percutor y la energía absorbida por la probeta.

Los resultados muestran un comportamiento más dúctil de la AA 5754 respecto de la AA 2024-T3. Se ha observado una mayor capacidad de absorción de energía durante el proceso de impacto y de perforación en la AA 2024-T3.

Para ambas aleaciones el fallo se inicia, en primera instancia, en forma de fisura en la dirección transversal. Se han observado casos en los que aparecen, progresivamente y con el aumento de la energía de impacto, fisuras en la dirección longitudinal.

- *Ajuste de los parámetros correspondientes a la ley de endurecimiento y criterio de fallo, ambos Johnson-Cook, que han sido utilizados para modelizar la AA 2024-T3.*

Se ha llevado a cabo un estudio bibliográfico para conseguir las constantes de la ley de endurecimiento y del criterio de fallo, ambos de J-C. De entre todas las configuraciones encontradas se ha elegido la que mejor predecía el comportamiento de la AA 2024-T3.

- *Desarrollo de un modelo numérico que permite analizar de manera más exhaustiva el proceso de perforación. Este modelo ha permitido evaluar la influencia de la triaxialidad y el parámetro de Lode, entre otros parámetros, en el comportamiento del material.*

El modelo numérico desarrollado predice y simula el proceso de perforación de las probetas en torre de caída con exactitud. Este modelo permite estudiar la dependencia de la deformación de fallo con la triaxialidad y el parámetro de Lode, lo que ha dado lugar a proponer un término adicional para el criterio de fallo de J-C. Para poder utilizar como referencia los resultados procedentes del modelo ha sido necesaria su previa validación comparando las curvas de los ensayos experimentales y las del modelo numérico en términos de Fuerza-Desplazamiento.

- *Validación del modelo numérico mediante la comparación entre los datos obtenidos en los ensayos experimentales y los obtenidos con el modelo numérico.*

Se ha llevado a cabo una validación de los resultados en términos de curvas Fuerza-Desplazamiento y picos de fuerza. Se ha observado que el modelo predice con mucha precisión el comportamiento de la AA 2024-T3, por lo que la resolución de la validación del modelo dice que los datos son fiables como para tomarlos de referencias y poder hacer un estudio más exhaustivo en términos de parámetros como triaxialidad y parámetro de Lode, deformación de fallo, tensiones principales, etc. Este análisis no es posible sin el modelo numérico, puesto que el sistema de recogida de datos del dispositivo torre de caída recopila datos de tiempo, desplazamiento, velocidad, energía, voltaje y fuerza.

- *Análisis de la influencia del parámetro de Lode en la deformación de fallo y proposición de una modificación en el criterio de fallo J-C acoplando un término en el que la triaxialidad se muestra directamente proporcional a la deformación.*

El modelo numérico ha permitido analizar la triaxialidad (asociada a la geometría de la probeta) y el parámetro de Lode en el instante previo al fallo del material, como factores de influencia sobre los valores de deformación de fallo en las probetas de AA 2024-T3. Como propuesta, se ha sugerido la adición de un nuevo término al criterio de fallo. Proponiendo así un criterio que tenga en cuenta la influencia de estos dos parámetros en la deformación de fallo. El valor de estos parámetros viene determinado por la correlación entre los valores de deformación de fallo y parámetro de Lode para los distintos tipos de geometría de probeta.

TRABAJO FUTURO

Conforme a los resultados obtenidos en este Trabajo Fin de Grado y a las fases por las que se ha pasado para realizarlo, han surgido ciertas ideas que se deberían tener en cuenta para posteriores trabajos que continúen el estudio que aquí se ha llevado a cabo.

- Realizar ensayos en torre de caída sobre probetas circulares sin entalla. Siendo este caso en el que el estado biaxial de tensiones se reproducirá completamente.
- Calibración del criterio de fallo propuesto para la AA 2024-T3. Optimización del valor de las variables D_6 y D_7 mediante software de cálculo matemático.
- Definición del fallo del material como “*Damage evolution*” por medio del criterio de fallo J-C modificado que se propone en este trabajo, o mediante un criterio de fallo como el propuesto por Bai y Wierzbicki y definido en el apartado 2.2.5.5. Ambos consideran la triaxialidad y el parámetro de Lode como parámetros de los que depende la deformación de fallo además de los parámetros de ajuste del criterio.

CONTRIBUCIONES REALIZADAS

- **Conferencia internacional:** *Dynamic behaviour of structures and materials, interaction and friction across the strain rates. PETER 2015.* August, 26-28, 2015. Institute of Physics, London, UK.

Experimental Punching Technique for Ductile Fracture Testing on Aluminium Sheets

I. Funes-Vecino^a, D. García-González^a, M. Rodríguez-Millán^b, A. Rusinek^c, A. Arias^a

1. Introduction

In recent years, many engineering fields require a comprehensive study of the behaviour of metal alloys with the fundamental requirements of lightweight properties and structural integrity. In particular, aluminium alloys are being widely introduced for building automobile and aircraft structures [1,2]. Thus, an exhaustive effort has been applied in order to conduct stress analysis and perform failure predictions on complex structures. This makes necessary to study the fracture phenomena of metals under different load conditions in order to propose accurate fracture criterion. Recent work on quasi-static fracture has shown that the dependence of ductility on the stress triaxiality and Lode parameter must be accounted for, but this dependence has not been investigated in the dynamic conditions. In this paper, punching experiments have been conducted on specimens of 2024 aluminium alloy using a high energy drop weight tower system CEAST INSTRON 9300. The experimental procedure covers an impact energy range from 1.71 J to 70.44 J. The thin aluminium sheet is clamped into a circular die and loaded in membrane tension through out-of-plane punching. The state of stress is changed from equi-biaxial to approximately uniaxial through the introduction of cut-outs in the sides of the specimen. A numerical model has been developed and validated with experimental data. This model allows a better understanding of punching experiments.

2. Experimental procedure

A total number of 64 perforation tests have been carried out for 2024 aluminium alloy. The presented methodology is based on a method for quasi-static failure testing of thin sheets first presented by Hasek [3]. In this methodology, three different geometries of specimens with cut-outs radius of $R_c=18$ mm for type C1, $R_c=10$ mm for type C2 and $R_c=4$ mm for type C3 (Fig. 1) are clamped into a circular support and subjected to punching by a hemispherical projectile. Through membrane stretching behavior of specimens (Fig. 2), aluminum is tested to fracture through a variety of stress states. Strain rate and strain rate history are controlled in the drop tower by variation of the impact velocity, mass of projectile and specimen geometry. The experimental results are expressed in terms of force-displacement curves, Fig.3. It can be observed the triaxiality influence depending on the specimen type.

3. Numerical modeling

A Lagrangian 3D finite element model for the simulation of the perforation process was developed in ABAQUS/explicit for each specimen configuration. The phenomenological Johnson Cook model was used to define the material behavior. It was also included a failure criterion which considers plastic strain, strain rate, temperature, triaxiality and Lode parameter as a variation of the JC damage model. The numerical model has been validated with experimental data of force-displacement curves. A good correlation was found with a error less than 5 % .

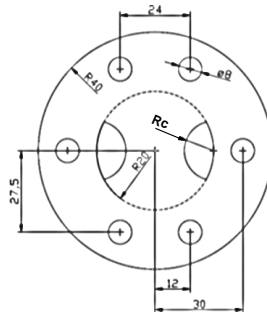


Fig. 1. Scheme of considered specimens with different arced side cutouts

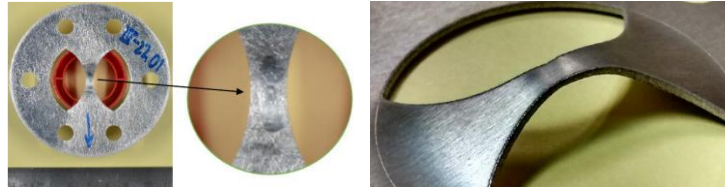


Fig.2 Membrane stretching of the tested specimen of 2024-T3 alloy

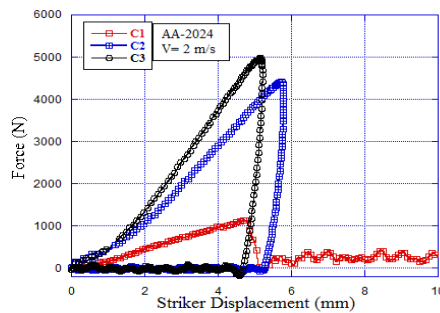


Fig.3 Membrane Force-Displacement curves for 2024 aluminum alloy and three specimen types.

4. Conclusions

Experimental punching technique for ductile fracture behavior of 2024 aluminum alloy has been developed. Stress state and strain rate conditions can be varied over a wide range of Lode parameters. This method has produced important ductility data for aluminum sheet. For 2024 aluminum alloy, it has been found a dependency of failure strain with the pressure effect in dynamic conditions.

Acknowledgements

The researchers are indebted to Ministerio de Ciencia e Innovación de España (Project DPI/2011-24068) for the financial support received which allowed conducting part of this work.

References

- [1] J. Rodríguez-Martínez, A. Rusinek, A. Arias. Thermo-viscoplastic behaviour of 2024-T3 aluminium sheets subjected to low velocity perforation at different temperatures. *Thin-Walled Structures*, vol.49 n°7, pp 819-832, 2011.
- [2] D. García-González, M. Rodríguez-Millán, A. Vaz-Romero, A. Arias. High impact velocity on multi-layered composite of polyether ether ketone and aluminium. *Composite Interfaces*. DOI:10.1080/09276440.2015.1051421, 2015.
- [3] V. Hasek, V. Research and theoretical description concerning the influences on the FLDs Blech Rohre Profile 25, 1978.

- **Conferencia internacional:** *9th European Solid Mechanics Conference (ESMC 2015)*. July 6-10, 2015, Leganés-Madrid, Spain

Dynamic punch behavior of polyether-ether-ketone (PEEK)

D. Garcia-Gonzalez¹, I. Funes-Vecino², A. Arias³

Key words: Impact, Failure mode, Perforation, Polyether-ether-ketone

This paper deals with the mechanical behavior of polyether-ether-ketone (PEEK) under dynamic punch. PEEK polymers are the great interested in the aeronautical field due to weight reduction and 3D printing properties. In this work, the mechanical impact behavior of PEEK is compared with Ti6Al4V titanium alloy commonly used in aeronautical industry.

Impact loads can affect the structural response of materials used in aeronautical applications. In particular, the dynamic behavior of PEEK composites is highly influenced by the matrix properties due to its semi-crystalline nature [1]. About this matter, interesting thermomechanical phenomena have been reported for PEEK matrix [2,3], including changes in crystallinity, deformation-induced heating, macroscopic decolouration, high strain rate and large deformations associated with impact. The elastic properties of PEEK are relatively unaffected by rate effects at body temperature, which is below the glass transition [4]. However, the yielding and plastic flow behaviors are affected by strain rate at physiological temperatures [3,5]. Additionally, adiabatic heating, associated with dynamic behavior of the impact process can induce rapid crystallization of PEEK a temperatures above glass transition [6]. In this regard, the impact behavior of PEEK has not been deeply studied in terms of kinetic energy absorption and failure under impact loading [5,7] and perforation tests have not been reported in the scientific literature. In this work, perforation tests using drop tower device have been conducted on plates of PEEK 450G and compared with Ti6Al4V titanium alloy. At all impact energies, the ductile process of PEEK plates was noted and no evidence of brittle failure was observed.

A Lagrangian 3D finite element model for the simulation of the perforation process was developed in ABAQUS/Explicit. The geometry of plates is equal to the active area of the experimental tests specimens (100x100 mm) with a value of thickness of 1 mm for Ti6Al4V and 3 mm for PEEK. The fully 3D configuration allows the model to describe the radial cracking and the petalling failure mode that characterize the perforation of plates. The mesh presents radial symmetry to avoid appearance of spurious generation of cracks. This optimum configuration has been obtained from a convergence study using different mesh densities. The numerical approach, including the influence of strain rate and temperature has been presented and validated with experimental data. This numerical model can be useful in the design of lightweight structures subjected to impact loading.

REFERENCES

- [1] M. Talbot, G. Springer, L. Berglund. The effects of crystallinity on the mechanical properties of PEEK polymer and graphite fiber reinforced PEEK. *J Compos Mater* (1987) 21:1056-1081.
- [2] M. Sobieraj, C. Rimnac. Fracture, fatigue and noch behavior of PEEK, in: Kurtz S, editor, *PEEK Biomaterials Handbook*, William Andrew Elsevier (2012) p. 61-73.

- [3] Z. El-Qoubaa, R. Othman. Characterization and modeling of the strain rate sensitivity of polyetheretherketone's compressive yield stress. *Mater Design* (2014); doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2014.10.0807>; 3-453-469.
- [4] S. Kurtz, J. Devine. PEEK biomaterials in trauma, orthopedic, and spinal implants. *Biomaterials* (2007) 28:4845-4869.
- [5] P. Rae, E. Brown, E. Orlor. The mechanical properties of poly(ether-ether-ketone) (PEEK) with emphasis on the large compressive strain response. *Polymer* (2007) 48:598-615.
- [6] S. Hamdan, G. Swallowe. Crystallinity in PEEK and PEK after mechanical testing and its dependence on strain rate and temperature. *J Polym Sci Pol Phys* (1996) 34:699-705.
- [7] J. Millett, N. Bourne, G. Stevens. Taylor impact of polyether ether ketone. *Int J Impact Eng* (2006) 32:1806-1094.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] Y. Bai and T. Wierzbicki, "A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence," *International Journal of Plasticity*, vol. 24, pp. 1071–1096, 2008.
- [2] X. Gao, T. Zhang, M. Hayden, and C. Roe, "Effects of the stress state on plasticity and ductile failure of an aluminum 5083 alloy," *International Journal of Plasticity*, vol. 25, pp. 2366–2382, Dec. 2009.
- [3] T. Borvik, M. Langseth, O. Hopperstad, and K. Malo, "Ballistic penetration of steel plates," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 22, no. 1, p. 855–886, 1999.
- [4] T. Borvik, O. Hopperstad, and M. Berstad, T. Langseth, "Perforation of 12 mm thick steel plates by 20 mm diameter projectiles with flat, hemispherical and conical noses part ii. numerical simulations," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 27, no. 1, pp. 37–64, 2002.
- [5] T. Borvik, O. S. Hopperstad, M. Langseth, and K. A. Malo, "Effect of target thickness in blunt projectile penetration of Weldox 460 E steel plates," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 28, pp. 413–464, Apr. 2003.
- [6] T. Borvik, A. H. Clausen, O. S. Hopperstad, and M. Langseth, "Perforation of AA5083-H116 aluminium plates with conical-nose steel projectiles—experimental study," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 30, pp. 367–384, Apr. 2004.
- [7] T. Borvik, A. H. Clausen, O. S. Hopperstad, and M. Langseth, "Perforation of AA5083-H116 aluminium plates with conical-nose steel projectiles—experimental study," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 30, pp. 367–384, Apr. 2004.
- [8] T. Borvik, A. H. Clausen, M. Eriksson, T. Berstad, O. Sture Hopperstad, and M. Langseth, "Experimental and numerical study on the perforation of AA6005-T6 panels," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 32, pp. 35–64, Dec. 2005.
- [9] T. Borvik, A. H. Clausen, M. Eriksson, T. Berstad, O. Sture Hopperstad, and M. Langseth, "Experimental and numerical study on the perforation of AA6005-T6 panels," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 32, pp. 35–64, Dec. 2005.
- [10] N. Gupta and V. Madhu, "Normal and oblique impact of kinetic energy projectile on mild steel plates," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 12, no. 3, pp. 333–343, 1992.
- [11] N. K. Gupta and A. Khullar, "Collapse of square and rectangular tubes in transverse loading," vol. 63, pp. 479–490, 1993.
- [12] N. Gupta and A. Khullar, "Collapse of square and rectangular tubes in transverse loading," *Archive of Applied Mechanics*, vol. 63, pp. 479–490, 1993.
- [13] N. Gupta and V. Madhu, "An experimental study of normal and oblique impact of hard-core projectile on single and layered plates," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 19, pp. 395–414, May 1997.
- [14] N. Gupta, M. Iqbal, and G. Sekhon, "Experimental and numerical studies on the behavior of thin aluminum plates subjected to impact by blunt- and hemispherical-nosed projectiles," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 32, pp. 1921–1944, Dec. 2006.

- [15] N. Gupta, M. Iqbal, and G. Sekhon, "Effect of projectile nose shape, impact velocity and target thickness on deformation behavior of aluminum plates," *International Journal of Solids and Structures*, vol. 44, pp. 3411–3439, May 2007.
- [16] N. Gupta, M. Iqbal, and G. Sekhon, "Effect of projectile nose shape, impact velocity and target thickness on the deformation behavior of layered plates," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 35, pp. 37–60, 2008.
- [17] W. Smith, *Ciencia e Ingeniería de Materiales*. McGraw-Hill, 2004.
- [18] K. to Metals, "Aluminum alloy development for the airbus A-380" 2009.
- [19] G. Cowper and P. S. Symonds, Strain-hardening and strain-rate effects in the impact loading of cantilever beams. Providence, R.I. Division of Applied Mathematics, 1952.
- [20] G. Johnson and W. Cook, "Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures," *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 21, no. 1, pp. 31–48, 1985.
- [21] E. ElMagd, "Mechanical properties at high strain rates," *J. Phys. IV*, vol. 4, no. 1, pp. 149–170, 1994.
- [22] A. Rusinek, J. Rodriguez-Martinez, J. Klepaczko, and R. Pęcherski, "Analysis of thermo-viscoplastic behaviour of six high strength steels," *Materials & Design*, vol. 30, pp. 1748–1761, May 2009.
- [23] F. J. Zerilli and R. W. Armstrong, "Dislocation mechanics based constitutive relations for material dynamics calculations," *Journal of Applied Physics*, vol. 61, no. 5, pp. 1816–1826, 1987.
- [24] S. Nemat-Nasser and W.-G. Guo, "Thermomechanical response of dh-36 structural steel over a wide range of strain rates and temperatures," *Mechanics of Materials*, vol. 35, no. 11, pp. 1023 – 1047, 2003.
- [25] P. Bridgman, *Studies in Large Plastic Flow and Fracture*. McGraw-Hill, 1952.
- [26] J. Rice and D. Tracery, "On the Ductile Enlargement of Voids in triaxial stress fields," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 17, pp. 201–217, 1969.
- [27] I. Barsoum and J. Faleskog, "Rupture mechanisms in combined tension and shear—Experiments," *International Journal of Solids and Structures*, vol. 44, pp. 1768–1786, Mar. 2007.
- [28] J. Hancock and A. MacKenzie, "On the Mechanism of Ductile Failure in High-Strength steels subjected to multi-axial stress-states," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 24, pp. 147–169, 1975.
- [29] Y. Bao, "Dependence of ductile crack formation in tensile tests on stress triaxiality, stress and strain ratios," *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 72, pp. 505–522, Mar. 2005.
- [30] J. Hult, "Continuum damage mechanics – capabilities limitations and promises," *Mechanics of Deformation and Fracture*, no. 1, pp. 233–247, 1979.
- [31] J. Chaboche, "Continuum Damage Mechanics: Part I-General Concepts," *Journal of Applied Mechanics*, vol. 55, pp. 59–64, 1988.
- [32] H. Altenbach and J. Skrzypek, *Creep and Damage in Materials and Structures*. Springer, Wien, New York, CISM, 1999.

- [33] A. Gurson, *Plastic Flow and Fracture Behavior of Ductile Materials Incorporating Void Nucleation, Growth and Interaction*. Brown University, 1975.
- [34] A. Gurson, *Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth. Part I. yield criteria and flow rules for porous ductile media*. Transactions of the ASME Journal of Engineering Materials and Technology, 1977.
- [35] L. Xue, "Damage accumulation and fracture initiation in uncracked ductile solids subject to triaxial loading," *International Journal of Solids and Structures*, vol. 44, pp. 5163–5181, Aug. 2007.
- [36] F. McClintock, "A Criterion for Ductile fracture by the Growth of Holes," *Journal of Applied Mechanics*, vol. 32, no. 2, pp. 363–372, 1968.
- [37] Y. Bao and T. Wierzbicki, "On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 46, pp. 81–98, Jan. 2004.
- [38] Y. Bao and T. Wierzbicki, *Prediction of Ductile Crack Formation in Uncracked Bodies*. PhD thesis, Massachusetts Institute of Technology, 2003.
- [39] Y. Bai, Y. Bao, and T. Wierzbicki, "Fracture of prismatic aluminum tubes under reverse straining," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 32, pp. 671–701, May 2006.
- [40] D. Mohr and S. Henn, "Calibration of Stress-triaxiality Dependent Crack Formation Criteria: A New Hybrid Experimental–Numerical Method," *Experimental Mechanics*, vol. 47, pp. 805–820, Feb. 2007.
- [41] Y. Bao and T. Wierzbicki, "A Comparative Study on Various Ductile Crack Formation Criteria," *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 126, no. 3, p. 314, 2004.
- [42] L. Xue, *Ductile Fracture Modeling - Theory, Experimental Investigation and Numerical Verification*. PhD thesis, Massachusetts Institute of Technology, 2007.
- [43] Basaran; Merden. *Stress State Dependent Damage Modeling with a Focus on the Lode Angle Influence*. PhD thesis, 2011.
- [44] J.D. Seidt, A. Gilat. "Plastic deformation of 2024-T351 aluminum plate over a wide range of loading conditions". *International Journal of Solids and Structures*, vol. 50, pp.1781-1790. 2013.
- [45] Sanjeev N. K., Vinayak Malik, H. Suresh Hebbar. "Verification of Johnson-Cook material model constats of AA 2024-T3 for use in finite element simulation of friction stir welding and its utilization in severe plastic deformation process modelling". *International Journal of Research in Engineering and Technology*, vol. 03, pp. 99-102. 2014.
- [46] Léonard Antoinat, Régis Kubler, Guillaume Achard, Jean-Luc Barou, Philippe Viot, Laurent Barrallier. "Low velocity perforation of an aluminum alloy: experiments and simulations". *13th International Conference on Fracture, Beijing, China*. 2013.
- [47] J. Rodriguez Martinez, A. Rusinek, and A. Arias, "Thermo-viscoplastic behaviour of 2024-T3 aluminium sheets subjected to low velocity perforation at different temperatures," *Thin-Walled Structures*, vol. 47, pp. 1268–1284, 2010.
- [48] M. Rodríguez Millán. "Análisis numérico del comportamiento frente a impacto de aluminio 2024-T351 sometido a ensayo de Taylor". PFC, 2009.

ANEXO 1. TABLAS DE CONFIGURACIONES

AA 2024-T3				
Geometría	Nomenclatura probeta	Velocidad (m/s)	Energía (J)	Fuerza pico (N)
Tipo C1	I-22.01	2,00	11,27	1154,30
Tipo C1	II-22.01	1,00	2,82	1046,72
Tipo C1	III-22.01	0,78	1,71	959,49
Tipo C1	IV-22.01	0,78	1,71	962,40
Tipo C1	V-22.01	0,78	1,71	942,05
Tipo C1	VI-22.01	0,90	2,28	1069,98
Tipo C2	I-11.03	2,00	11,27	4439,84
Tipo C2	II-11.03	3,00	25,36	6946,16
Tipo C2	III-11.03	4,00	45,08	7356,12
Tipo C2	IV-11.03	1,00	2,82	2041,11
Tipo C2	V-11.03	2,00	11,27	4492,18
Tipo C3	VI-11.03	3,00	25,36	7955,08
Tipo C3	VII-11.03	5,00	70,44	10318,92
Tipo C3	VIII-11.03	2,00	11,27	5003,91
Tipo C3	IX-11.03	4,00	45,08	10420,69
Tipo C3	X-11.03	3,50	34,51	9310,00

Tabla 1. Datos de los ensayos realizados en la AA 2024-T3.

AA 5754				
Geometría	Nomenclatura probeta	Velocidad (m/s)	Energía (J)	Fuerza pico (N)
Tipo C1	XI-29.04	2,00	11,27	799,58
Tipo C1	XII-29.04	1,00	2,82	718,17
Tipo C1	XIII-29.04	0,78	1,71	651,29
Tipo C1	XIV-29.04	0,78	1,71	668,74
Tipo C1	XV-29.04	0,90	2,28	723,98
Tipo C1	XVI-29.04	0,95	2,54	755,97
Tipo C2	I-29.04	2,00	11,27	3297,17
Tipo C2	II-29.04	3,00	25,36	4777,12
Tipo C2	III-29.04	4,00	45,08	4887,61
Tipo C2	IV-29.04	1,00	2,82	1389,81
Tipo C2	V-29.04	2,00	11,27	3334,97
Tipo C3	VI-29.04	3,00	25,36	5989,57
Tipo C3	VII-29.04	5,00	70,44	7190,39
Tipo C3	VIII-29.04	2,00	11,27	3640,26
Tipo C3	IX-29.04	4,00	45,08	7108,98
Tipo C3	X-29.04	3,50	34,51	6812,41

Tabla 2. Datos de los ensayos realizados en la AA 5754.

ANEXO 2. ARCHIVO INP DEL MODELO NUMÉRICO DE PROBETA TIPO C2 2 m/s

```
*Heading
** Job name: TipoC22205 Model name: Model 2
** Generated by: Abaqus/CAE 6.12-1
**Preprint, echo=NO, model=NO, history=NO, contact=NO
**
** PARTS
**
*Part, name=Part-5
*End Part
**
**Part, name=""Tipo C2""
*End Part
**
**
** ASSEMBLY
**
*Assembly, name=Assembly
**
*Instance, name=Part-5-1, part=Part-5
    0.,      0.,      0.01
    0.,      0.,      0.01,      1.,      0.,      0.01,      90.
*Surface, type=REVOLUTION, name=RigidSurface_, internal
START,      0.01, 0.01200000000521541
LINE,      0.01,      0.
CIRCL,      0.,      -0.01,      0.,      0.
*End Instance
**
**Instance, name=""Tipo C2-1"", part=""Tipo C2""
    0.,      0.,      -0.001
```

```

*Surface, type=NODE, name=_PickedSet122_CNS_, internal
_PickedSet122, 1.
** Constraint: Constraint-1
*Rigid Body, ref node=_PickedSet80, analytical surface=Part-5-1.RigidSurface_,
position=CENTER OF MASS
*Element, type=MASS, elset=_PickedSet118_masa_
1, 1
*Mass, elset=_PickedSet118_masa_
4.18,
*End Assembly
**
** ELEMENT CONTROLS
**
*Section Controls, name=EC-1, DISTORTION CONTROL=YES, ELEMENT
DELETION=YES
1., 1., 1.
**
** MATERIALS
**
*Material, name=Acero
*Density
137672.,
*Elastic
2e+11, 0.33
"*Material, name=""Aluminio 2024 T3""
*Density
2770.,
*Elastic
7.3e+10, 0.33
*Inelastic Heat Fraction
0.9,
*Plastic, hardening=JOHNSON COOK
2.45e+08, 4.14e+08, 0.8, 1., 775., 293.

```

```

*Rate Dependent, type=JOHNSON COOK
0.03,1.
*Shear Failure,
type= JOHNSON COOK, element deletion = yes
0.435,0,0,0,0
*Specific Heat
900.,
**
** INTERACTION PROPERTIES
**
*Surface Interaction, name=IntProp-1
*Friction
0.05,
*Surface Behavior, pressure-overclosure=HARD
**
** BOUNDARY CONDITIONS
**
** Name: BC-2 Type: Displacement/Rotation
*Boundary
_PickedSet84, 1, 1
_PickedSet84, 2, 2
_PickedSet84, 4, 4
_PickedSet84, 5, 5
_PickedSet84, 6, 6
** Name: Encastre Type: Symmetry/Antisymmetry/Encastre
*Boundary
_PickedSet88, ENCASTRE
**
** PREDEFINED FIELDS
**
** Name: Temperatura  Type: Temperature
*Initial Conditions, type=TEMPERATURE

```

```

_PickedSet89, 293.
** Name: Velocidad  Type: Velocity
*Initial Conditions, type=VELOCITY
_PickedSet90, 1, 0.
_PickedSet90, 2, 0.
_PickedSet90, 3, -2.
** -----
**
** STEP: Step-1
**
*Step, name=Step-1
*Dynamic, Explicit, adiabatic
, 0.05
*Bulk Viscosity
0.06, 1.2
**
** LOADS
**
** Name: Gravedad  Type: Gravity
*Dload
, GRAV, 9.81, 0., 0., -1.
**
** INTERACTIONS
**
** Interaction: Contacto
*Contact Pair, interaction=IntProp-1, mechanical constraint=PENALTY, cpset=Contacto
Part-5-1.RigidSurface_, _PickedSet122_CNS_
**
** OUTPUT REQUESTS
**
*Restart, write, number interval=1, time marks=NO
**

```


** FIELD OUTPUT: F-Output-1

**

*Output, field, number interval=300

*Node Output

A, RF, U, V

*Element Output, directions=YES

ER, EVF, LE, PE, PEEQ, PEEQVAVG, PEVAVG, S, SDEG, STATUS, SVAVG, TEMP,
TRIAX

*Contact Output

CSTRESS,

**

** HISTORY OUTPUT: Contacto

**

*Output, history, time interval=0.000166667

*Contact Output, cpset=Contacto

CFT1, CFT2, CFT3, CFTM

**

** HISTORY OUTPUT: H-Output-1

**

*Output, history, variable=PRESELECT, time interval=0.000166667

*End Step